

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAITRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M.Ing.

PAR
Grégory BLUT

EFFET DE LA GÉOMÉTRIE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE
PROFIL DE DURETÉ LORS D'UNE CHAUFFE PAR INDUCTION : EXPÉRIENCE ET
SIMULATION

MONTREAL, LE 10 AOÛT 2010

©Tous droits réservés, Grégory Blut, 2010

PRÉSENTATION DU JURY
CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Philippe Bocher, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Stanislaw Kajl, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Henri Champliaud, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 2 AOÛT 2010

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de maîtrise, M. Philippe Bocher, d'abord pour avoir cru en moi au départ pour ce travail et ensuite pour m'avoir aidé à mûrir et à me préparer tout au long de cette recherche au métier d'ingénieur.

Mes remerciements vont aussi spécialement à M. Florent Bridier pour le suivi, la disponibilité et la motivation qu'il m'a apportés pendant cette maîtrise. J'ai aussi beaucoup appris à ses côtés, entre autres sur la détermination et la rigueur dont il faut faire preuve dans la recherche.

J'aimerais ensuite remercier Monsieur Stanislaw Kajl et Monsieur Henri Champlaud, professeurs à l'ÉTS, qui m'honorent par leur présence en tant que jury de soutenance et examinateurs de mon mémoire.

Je souhaite également exprimer ma gratitude à la super équipe de l'ICIA qui m'a entouré. Merci donc à Mélissa, Benjamin, Vincent, Antoine, Christophe et Alessandro pour leur bonne humeur ainsi que pour l'aide et les petits conseils qui peuvent faire gagner un temps précieux.

Ces années d'études à Montréal ont également été une magnifique expérience de vie. Elles ont été marquées par de nombreuses personnes grâce auxquelles j'ai passé des moments incroyables et qui resteront gravés longtemps dans ma mémoire. Une pensée spéciale va donc à Yoann, Yann, Malek, Élodie, Manu, Aldjia, Aude, Charles, Driboun, Arno, Elsa, JB, Romain, Thomas, Noémie, Mélissa, Hugo, Nick, Cath, Tony, la Soe, Big Dave, Roman, Jean-Michel, Simon, Élise, Micky, Floriant, Vireya, Aude, Diane, Margot, Atol, Caro, Aurélie, Marie, Antonin, Sébastien et Antoine. Merci pour tous ces moments et vivement les prochaines aventures.

Finalement, je tiens à remercier chaleureusement ma famille et mes proches en France qui m'ont toujours soutenu dans mes choix, même quand ces derniers m'ont emmené si loin d'eux.

EFFET DE LA GÉOMÉTRIE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE PROFIL DE DURETÉ LORS D'UNE CHAUFFE PAR INDUCTION : EXPÉRIENCE ET SIMULATION

Grégory BLUT

RÉSUMÉ

La géométrie de l'inducteur et de la pièce traitée lors d'un durcissement surfacique par induction est un paramètre à prendre en compte pour optimiser l'efficacité du procédé et mieux contrôler le profil de dureté induit. En effet, des variations géométriques telles que le couplage ou l'épaisseur de la pièce influencent fortement le champ électromagnétique dans la pièce et par conséquent le profil durci. Ainsi, l'effet de bord, l'effet de proximité et l'inductance du couple pièce inducteur, influent sur la répartition des courants, la profondeur de pénétration, la fréquence et la puissance transmise.

Afin de comprendre comment varient l'ensemble de ces paramètres, des traitements thermiques par induction ont été réalisés sur des cylindres de géométrie différente, en acier AMS 6414. Ces traitements ont été conduits à haute fréquence, sur la machine de chauffage par induction de l'ETS. L'influence de ces variations géométriques a été particulièrement mesurée puis analysée au niveau des paramètres électriques de la machine comme le courant, la fréquence et la puissance ainsi que le profil de dureté obtenu sur chaque cylindre. De plus, le développement de la simulation numérique par éléments finis du traitement par induction a permis de mieux comprendre l'origine de ces phénomènes. Des études complémentaires ont été effectuées sur la trempabilité du matériau, ainsi que sur l'influence des paramètres magnétiques et électriques, afin d'améliorer la corrélation entre expérience et simulation.

Mots-clés : induction, géométrie, effet de bord, effet de proximité, profil de dureté, inductance, simulation, courant, fréquence, puissance

EFFECT OF THE GEOMETRY ON THE GENERATOR PARAMETERS AND THE HARDNESS PROFIL DURING AN INDUCTION HEATING: EXPERIMENT AND SIMULATION

Grégory BLUT

ABSTRACT

Geometry of the coil and the workpiece during surface induction hardening is a parameter to be taken into account to optimize the process efficiency and better control the hardness profile induced. Indeed, geometric variations such as the air gap or the thickness of the part strongly influence the electromagnetic field in the part and therefore the profile hardened. Thus, the end effect, proximity effect and the inductance of the coil pair part, affect the current distribution, the penetration depth, frequency and transmitted power.

To understand how to vary all these parameters, induction heat treatments were performed on cylinders of different geometry of steel AMS 6414. These treatments were conducted at high frequency with the induction heating machine of the ETS. The influence of these geometric variations were measured and analyzed specifically in terms of electrical parameters of the machine as the current, frequency and power and the hardness profile obtained on each cylinder. In addition, the development of numerical simulation by finite element of induction treatment led to a better understanding of the origin of these phenomena. Additional studies were performed on the hardenability of the material, as well as the influence of magnetic and electrical parameters to improve the correlation between experiment and simulation.

Keywords: induction, geometry, end effect, proximity effect, hardness profile, inductance, simulation, current, frequency, power

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	17
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	19
1.1 Le chauffage par induction magnétique.....	19
1.1.1 L'histoire.....	19
1.1.2 Le principe de fonctionnement	19
1.1.3 Les différents aspects du traitement thermique superficiel par induction	22
1.2 Importance de la géométrie de la pièce et de l'inducteur	24
1.2.1 L'inductance	24
1.2.2 Les effets électromagnétiques pouvant influencer le profil de dureté	26
1.2.2.1 L'effet de proximité	26
1.2.2.2 L'effet de bord	27
1.3 La simulation numérique du chauffage par induction	29
1.3.1 Les approximations standards.....	30
1.3.2 La discrétisation	30
1.3.3 Les paramètres physiques	31
1.4 Résumé.....	32
CHAPITRE 2 MACHINE DE CHAUFFE PAR INDUCTION MAGNÉTIQUE ET GÉOMETRIE : MISE EN PLACE DU CONTEXTE D'ÉTUDE.....	33
2.1 Description technique de la machine de chauffe par induction magnétique	33
2.2 Les différents modes de fonctionnement	36
2.2.1 Comparaison entre les modes puissance constant et courant constant	36
2.3 Limitations de la machine de chauffe par induction.....	38
2.3.1 Limitation en courant et en puissance.....	38
2.3.2 Prédiction de la limitation en puissance.....	40
2.4 Effets électromagnétiques pouvant influencer le profil de dureté	41
2.5 Conclusion	43
CHAPITRE 3 SIMULATION DU PROCÉDÉ DE CHAUFFE PAR INDUCTION MAGNÉTIQUE.....	44
3.1 Le module Comsol® AC/DC en 2 dimensions axisymétrique.....	44
3.1.1 Le module électromagnétique.....	45
3.1.2 Le module transfert de chaleur	46
3.2 Les paramètres matériaux	47
3.2.1 Les paramètres électromagnétiques	47
3.2.2 Les paramètres thermiques	49
3.3 Les paramètres d'entrée du modèle pilotant les conditions de chauffe par induction	52
3.3.1 La géométrie	52
3.3.2 La fréquence.....	52

3.3.3	Le courant d'entrée I_0	55
3.4	Les approximations du modèle	55
3.5	Description du modèle	56
3.6	Influence du type de maillage et convergence du modèle	57
3.7	Couplage Matlab - Comsol®	61
3.8	Conclusion	62
CHAPITRE 4 INFLUENCE DU COUPLAGE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE PROFIL DE DURETÉ		
4.1	Procédure expérimentale.....	63
4.1.1	Description de l'expérience menée.....	63
4.1.2	Analyse des résultats expérimentaux	66
4.1.2.1	Influence du couplage sur la puissance transmise	66
4.1.2.2	Influence du couplage sur la fréquence	66
4.1.2.3	Influence du couplage sur le courant.	68
4.1.2.4	Influence du couplage sur le profil de dureté.....	69
4.2	Analyse et comparaison des résultats issus de la simulation	73
4.2.1	Influence du couplage sur la puissance simulée	73
4.2.2	Influence du couplage sur le courant simulé.....	74
4.2.3	Influence du couplage sur le gradient thermique simulé	76
4.3	Conclusion	78
CHAPITRE 5 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE LA PIÈCE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE PROFIL DE DURETÉ		
5.1	Procédure expérimentale.....	79
5.1.1	Description de l'expérience menée.....	79
5.1.2	Analyse des résultats expérimentaux	81
5.1.2.1	Influence de l'épaisseur sur la puissance transmise.....	81
5.1.2.2	Influence de l'épaisseur sur la fréquence.....	82
5.1.2.3	Influence de l'épaisseur sur le courant.....	83
5.1.2.4	Influence de l'épaisseur sur le profil de dureté	84
5.2	Analyse et comparaison des résultats issus de la simulation	89
5.2.1	Influence de l'épaisseur sur la puissance simulée.....	89
5.2.2	Influence de l'épaisseur sur le courant simulé	89
5.2.3	Influence de l'épaisseur sur le gradient thermique simulé.....	91
5.3	Conclusion	93
CHAPITRE 6 TRAVAUX COMPLÉMENTAIRES POUR AMÉLIORER LA COMPARAISON ENTRE L'EXPÉRIMENTAL ET LA SIMULATION.....		
6.1	Choix du pilotage de la machine et adaptation de la consigne en simulation numérique	94
6.1.1	Étude expérimentale.....	95
6.1.1.1	Influence du mode de pilotage machine sur la puissance transmise... ..	95
6.1.1.2	Influence du mode de pilotage machine sur la fréquence.....	96
6.1.1.3	Influence du mode de pilotage machine sur le courant consommé	97

6.1.1.4	Influence du mode de pilotage machine sur le profil de dureté.....	98
6.1.2	Étude numérique et comparaison.....	100
6.1.2.1	Influence du mode de pilotage sur la puissance transmise simulée..	100
6.1.2.2	Le courant consommé.....	101
6.1.2.3	Les profils thermiques.....	102
6.2	Mesure et l'acquisition expérimentale des différents paramètres de chauffe	104
6.3	Importance de la bonne description des paramètres matériaux électromagnétiques et thermiques.....	105
6.3.1	Étude de l'influence de μ_r et σ	105
6.3.1.1	Influence de μ_r et de σ sur la puissance transmise	108
6.3.1.2	Influence de μ_r et de σ sur le courant consommé.....	108
6.3.1.3	Influence de μ_r et de σ sur le profil thermique	111
6.3.2	Développement pour une comparaison directe entre le profil de dureté et le profil thermique simulé.....	113
6.3.2.1	Détermination de la température de transformation austénitique Ac3	113
6.3.2.2	Étude de la diffusion après chauffe dans le modèle numérique.....	115
6.4	Conclusion	119
CONCLUSION.....		121
ANNEXE I	PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL DE MESURE DU COURANT.....	124
ANNEXE II	MESURES DE MICRODURETÉ DES CYLINDRES C-XX	125
ANNEXE III	MESURES DE MICRODURETÉ DES CYLINDRES E-XX	127
ANNEXE IV	INFLUENCE DES ANGLES DROITS SUR LE PROFIL DE TEMPÉRATURE SIMULÉ.....	130
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		132
BIBLIOGRAPHIE.....		135

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3.1	Paramètres constants des domaines de simulation.....51
Tableau 3.2	Influence du type de maillage sur la puissance transmise, le courant dans l'inducteur et le temps de calcul.....59
Tableau 4.1	Caractéristiques des cylindres utilisés pour étudier l'influence du couplage64
Tableau 5.1	Caractéristiques géométriques des cylindres utilisés pour l'expérience sur l'épaisseur pièce.....80
Tableau 6.1	Couples perméabilités magnétiques relatives et conductivités électriques utilisés pour chaque simulation106

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Principe de l'induction.20
Figure 1.2	Représentation de la profondeur de pénétration.21
Figure 1.3	Profil de contraintes résiduelles induit suite à une trempe superficielle par induction.23
Figure 1.4	Dents traitées en MF (à gauche), dents traitées en HF (au centre), dents traitées en MF + HF simultanément (à droite).23
Figure 1.5	Effet de la vitesse de chauffe sur la température Ac3 pour l'AISI 1042....24
Figure 1.6	Schématisation de l'effet de proximité.26
Figure 1.7	Schématisation de l'effet de bord.27
Figure 1.8	Distribution du champ magnétique dans le cas d'un effet de bord.28
Figure 1.9	Composantes axiale B1 et radiale B2 du flux magnétique au bord d'une pièce placée dans un champ magnétique.28
Figure 2.1	Photos des quatre organes de la machine de chauffage par induction. a) Le générateur MF, b) Le générateur HF, c) La partie active, d) Le pupitre de commande.34
Figure 2.2	Schéma électrique général simplifié de la machine de chauffe par induction.35
Figure 2.3	Puissances mesurées pour une même géométrie de pièce en commande AC current et DC power.37
Figure 2.4	Courants mesurés pour une même géométrie de pièce en commande AC current et DC power.38
Figure 2.5	Puissance maximale délivrée par les convertisseurs en HF.39
Figure 2.6	Courant maximal délivré par les convertisseurs en HF.39

Figure 2.7	Racine carrée de l'inductance des charges (inducteur + pièce) PWC en fonction de la fréquence de résonance.	41
Figure 2.8	Photo d'une dent traitée par induction montrant un effet de bord de la pièce.	42
Figure 2.9	Photo d'une dent traitée par induction montrant un effet de bord de l'inducteur.	42
Figure 2.10	Photo d'une dent hélicoïdale traitée par induction.	43
Figure 3.1	Perméabilité magnétique relative en fonction de la température et de l'intensité du champ magnétique pour un acier faiblement allié.	48
Figure 3.2	Perméabilité magnétique relative de l'AISI 4140 pour un champ magnétique de 135kA/m.	48
Figure 3.3	Conductivité électrique de l'AISI 4140.	49
Figure 3.4	Conductivité thermique de l'AISI 4340.	50
Figure 3.5	Chaleur spécifique de l'AISI 4340.	51
Figure 3.6	Géométrie de la pièce et de l'inducteur maillée avec le maillage mixte. ...	53
Figure 3.7	Profils thermiques au centre d'un cylindre après une chauffe simulée de 0,5 s pour trois niveaux de fréquence : 180, 220 et 240 Hz.	54
Figure 3.8	Profils thermiques à 0,2 mm du haut d'un cylindre après une chauffe simulée de 0,5 s pour trois niveaux de fréquence : 180, 220 et 240 Hz. ...	54
Figure 3.9	Courbe indiquant la correspondance entre le courant d'entrée I0 de la simulation et le courant calculé dans l'inducteur.	55
Figure 3.10	Maillage et conditions aux frontières utilisées dans le modèle.	57
Figure 3.11	Les différents types de maillages étudiés, a) maillage triangulaire raffiné (5547 éléments), b) maillage mixte (7558 éléments).	58
Figure 3.12	Densité de courant au centre dans la pièce en fonction de la profondeur. .	58
Figure 3.13	Densité de courant dans l'inducteur en fonction de la profondeur.	59
Figure 3.14	Convergence du courant calculé sur la section de l'inducteur.	60
Figure 3.15	Schématisation du programme sur la variation géométrique à puissance constante.	61

Figure 4.1	Schéma explicatif de la variation du couplage en modifiant le diamètre extérieur des cylindres.	63
Figure 4.2	Circularité de l'inducteur utilisé, mm en ordonnée et degrés en abscisse ; le diamètre a été mesuré tout les 10 degrés.....	65
Figure 4.3	Puissance transmise pour chaque cylindre.....	66
Figure 4.4	Fréquence mesurée pendant la chauffe pour chaque cylindre.	67
Figure 4.5	Courant consommé pendant la chauffe pour chaque cylindre.	68
Figure 4.6	Photographie de la coupe du cylindre c-1,5.....	69
Figure 4.7	Profils de dureté du cylindre c-1,5.....	70
Figure 4.8	Profils au milieu des cylindres.....	71
Figure 4.9	Profils à 0,2 mm du bord supérieur de chaque cylindre.	72
Figure 4.10	Photographies des coupes des cylindres utilisés pour l'expérience sur le couplage.	72
Figure 4.11	Profondeur durcie au bord et au centre en fonction du couplage.	73
Figure 4.12	Évolution de la puissance au cours de la simulation numérique de chauffe par induction des cylindres de couplages différents.	74
Figure 4.13	Évolution du courant consommé calculé par simulation numérique.....	75
Figure 4.14	Courants mesurés et simulés en fonction du couplage.	76
Figure 4.15	Profils thermiques simulés au centre en fonction du couplage.....	77
Figure 4.16	Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut en fonction du couplage. ...	77
Figure 5.1	Schéma explicatif de la modification de l'épaisseur du cylindre pour une même géométrie d'inducteur.....	79
Figure 5.2	Photos des coupes des cylindres e-7 (gauche), e-9 (centre), e-13,5 (droite).	81
Figure 5.3	Puissance transmise pour chaque cylindre.....	82
Figure 5.4	Fréquence pendant la chauffe pour chaque cylindre.....	83
Figure 5.5	Courant consommé pendant la chauffe pour chaque épaisseur de cylindre.	84

Figure 5.6	Photographies des coupes des cylindres utilisés dans l'expérience sur l'épaisseur de la pièce.....	85
Figure 5.7	Profils de dureté au centre des cylindres.....	86
Figure 5.8	Profils de dureté à 0,2 mm du haut des cylindres.	87
Figure 5.9	Profondeur durcie au bord et au centre en fonction de l'épaisseur de la pièce.	88
Figure 5.10	Profils de dureté axiaux à 0,2 mm de la surface.	88
Figure 5.11	Évolution de la puissance au cours de la simulation numérique de chauffe par induction des cylindres de différentes épaisseurs.	89
Figure 5.12	Évolution du courant consommé calculé par simulation numérique.	90
Figure 5.13	Courants mesuré et calculé en fonction de l'épaisseur des cylindres.....	91
Figure 5.14	Profils thermiques simulés au centre (Les points rouges représentent les profondeurs durcies expérimentales correspondantes).	92
Figure 5.15	Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut (Les points rouges représentent les profondeurs durcies expérimentales correspondantes)	93
Figure 6.1	Puissance transmise en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).....	96
Figure 6.2	Fréquence mesurée en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).....	97
Figure 6.3	Courant mesuré en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).....	98
Figure 6.4	Photographies des coupes de cylindre de diamètre 102 mm et d'épaisseur 7 mm, a) traité à puissance constante, b) traité à courant constant.	98
Figure 6.5	Profils de dureté au centre.....	99
Figure 6.6	Profils de dureté à 0,2 mm du haut.	99
Figure 6.7	Puissance calculée à partir de simulations soit en courant constant ou en puissance constante.	101
Figure 6.8	Courants calculés à partir des modèles des modes de fonctionnement. ..	102
Figure 6.9	Profils thermiques simulés au centre.	103

Figure 6.10	Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut.	103
Figure 6.11	Perméabilités magnétiques relatives utilisées.	107
Figure 6.12	Conductivités électriques utilisées.	107
Figure 6.13	Puissance transmise pour les différentes évolutions de μ_r et de σ	108
Figure 6.14	Courants consommés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ	109
Figure 6.15	Comparaison des courants mesurés et calculé pour un même cylindre...111	
Figure 6.16	Profils thermiques au centre calculés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ	112
Figure 6.17	Profils thermiques à 0,2 mm du haut calculés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ	112
Figure 6.18	Photographie d'un cylindre recouvert de laques thermosensibles, échelle 1:10.	114
Figure 6.19	Profondeur durcie vs. Température de surface.	115
Figure 6.20	Profils 2D en coloration binaire des zones austénitisées, à la fin de la chauffe à gauche et pendant les 0,5 secondes de diffusion à droite.....	116
Figure 6.21	Profondeur atteinte par la température de 816°C à la fin de la chauffe et pendant le dwell.	117
Figure 6.22	Profils thermiques à la fin de la chauffe et après 0,5 s de diffusion (dwell).	117
Figure 6.23	Profils de dureté au centre.....	118
Figure 6.24	Profils de dureté à 0,2 mm du haut.	119

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AC	<i>Alternative current</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
AMS	<i>Aerospace Material Specification</i>
CRIAQ	Consortium de recherche et d'innovation en aérospatiale au Québec
DC	<i>Direct current</i>
HF	Haute fréquence
IGBT	<i>Insulated gate bipolar transistor</i>
I0	Courant d'entrée du modèle numérique
FC	<i>Frequency converter</i>
MF	Moyenne fréquence
PWC	<i>Pratt&Whitney Canada</i>

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

α_f	Coefficient de Frölich
Ac_1	Température de début de formation de l'austénite [°C]
Ac_3	Température de fin de formation de l'austénite [°C]
β_f	Coefficient de Frölich
B	Flux magnétique [T]
C	Capacité (F)
C_p	Capacité calorifique [J.K ⁻¹]
D	Champ de déplacement électrique [C.m ⁻²]
d_c	Diamètre interne de l'inducteur [m]
δ	Profondeur de peau [m]
δ_c	Profondeur de pénétration du courant inducteur [m]
d_p	Diamètre externe de la pièce [m]
E	Champ électrique [V.m ⁻¹]
ε	Permittivité diélectrique [F.m ⁻¹]
ε_{emi}	Émissivité du matériau
f	Fréquence du courant [Hz]
f_m	Force magnétique [N]
H	Champ magnétique [A.m ⁻¹]
h	Coefficient de convection [W.m ⁻² .K ⁻¹]
HV	Dureté [Hv]
I	Courant [A]
J	Densité de courant [A.m ⁻²]
k	Conductivité thermique [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
l	Longueur du solénoïde [m]
L	Inductance totale [H]
L_c	Inductance pièce + inducteur [H]
l_i	Épaisseur de l'inducteur [m]
μ	Perméabilité magnétique [H.m ⁻¹]
μ_0	Perméabilité magnétique du vide [$4\pi.10^{-7}$ H.m ⁻¹]
μ_r	Perméabilité magnétique relative du matériau
N	Nombre de spires
∇	Opérateur Nabla
q	Charge [C]
Q_{av}	Source de chaleur due aux courants de Foucault [W.m ⁻³]
ρ	Densité du matériau [kg.m ⁻³]
σ	Conductivité électrique [Ω^{-1} .m ⁻¹]
σ_{ste}	Constante de Stefan – Boltzmann [W.m ⁻² .K ⁻⁴]
T_{ext}	Température ambiante [K]
v	Vitesse de la charge [m.s ⁻¹]

INTRODUCTION

Les traitements thermiques superficiels sont devenus une étape incontournable du procédé de fabrication de pièces en acier, que ce soit des arbres à cames dans l'automobile ou des engrenages dans l'aéronautique. Ils permettent d'accroître la dureté en surface tout en conservant celle d'origine à cœur, ce qui préserve la ductilité du matériau, et permet d'augmenter la durée de vie en fatigue des pièces traitées.

En ce qui concerne l'industrie aéronautique et les normes drastiques qui l'entourent, la trempe superficielle est faite par cémentation ou nitruration, dont les procédés et leurs effets sont très bien maîtrisés. Néanmoins, la cémentation est un traitement qui dure des heures et nécessite l'utilisation de gaz à effet de serre et des produits hautement toxiques pour l'environnement. Dans le contexte des préoccupations environnementales, l'utilisation de la cémentation est fortement remise en question. C'est pourquoi des entreprises comme PWC s'intéressent au chauffage superficiel par induction. L'induction est un procédé dit propre qui utilise seulement l'énergie électrique et ne dure que quelques secondes tout au plus. Ces avantages associés à une très bonne répétabilité en font un procédé qui s'inscrit complètement dans la dynamique actuelle des entreprises aéronautiques visant à produire des avions consommant moins et fabriqués à partir de procédés verts.

Malgré tous ces avantages, l'induction est complexe à comprendre de part sa nature multiphysique. En effet, ce procédé couple des phénomènes électromagnétiques, thermiques et mécaniques dont la compréhension est nécessaire pour pouvoir prédire ce qui se passe lors d'une chauffe par induction et de la trempe d'une pièce en acier. C'est dans le cadre d'un projet du Consortium de Recherche et Innovation en Aérospatiale du Québec (CRIAQ) que cette étude a été lancée. Le but du projet est la mise en place d'un modèle numérique capable de prédire le profil de dureté et la durée de vie en fatigue d'une pièce traitée par induction. Pour cela le projet est séparé en plusieurs parties à étudier et maîtriser afin de construire le modèle numérique. Ces parties sont autant d'étudiants qui travaillent de concert afin de mener ce projet à son terme.

Ces différentes parties vont de l'étude du matériau induit jusqu'à l'étude de la durée de vie fatigue de la pièce traitée. En passant par l'étude même du procédé d'induction, du profil de dureté et des contraintes résiduelles induites et de tous les outils nécessaires pour les observer.

La partie que couvre le présent mémoire vise à quantifier l'influence des paramètres géométriques de la pièce et de l'inducteur sur le profil de dureté pour pouvoir prédire la géométrie optimale de l'inducteur afin d'induire un profil de dureté souhaité sur une pièce donnée. Bien que le modèle final doive être capable de prédire des profils sur des géométries complexes, l'étude présentée ici se concentre sur des géométries simples : des cylindres ou des barres. Cela permet d'une part de bien maîtriser l'influence des variations géométriques principales et, d'autre part, de pouvoir mettre en place les fondations du modèle numérique, qui concerne la simulation du couplage électromagnétique-thermique du procédé de chauffe par induction.

Le rapport se divise en six chapitres. En premier lieu la revue de la littérature traite des connaissances utiles à la justification et la compréhension de l'étude. On y présente de manière générale le chauffage par induction et les effets électromagnétiques influencés par les variations géométriques. Dans cette même partie, les aspects présents dans la littérature qui ont permis la construction des modèles numériques au cours des dernières années sont présentés. Le deuxième chapitre met l'étude dans son contexte et présente l'outil expérimental et numérique utilisé pour mener cette recherche. Bien qu'il soit une partie de la revue de la littérature, il constitue un chapitre différent car il a nécessité des échanges personnels avec le concepteur de la machine de chauffage et l'apprentissage de cette dernière et de l'outil de simulation et en cela il représente un travail de synthèse pertinent. Les chapitres 4 et 5 présentent les résultats principaux obtenus pendant la maîtrise sur l'influence de la géométrie sur le chauffage par induction tant expérimental que numérique. Le dernier chapitre est un recensement des défis rencontrés tout au long de la recherche et des développements et études complémentaires qu'il a fallu aborder pour pouvoir valider, limiter et discuter les résultats et conclure sur la corrélation entre essais expérimentaux et simulation numérique de la chauffe par induction.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Le chauffage par induction magnétique

1.1.1 L'histoire

Le phénomène d'induction magnétique fut découvert par le physicien anglais Mickael Faraday en 1831. C'est dans les années 1900 que l'on commence à utiliser l'induction comme procédé de chauffage de pièces en métal, mais il est très limité à cause des faibles puissances disponibles. En 1922, l'avènement des générateurs dynamiques le rend plus efficace et des études scientifiques sur le chauffage par induction montrent que l'on peut chauffer différentes parties d'une pièce sans chauffer les autres en jouant sur la fréquence, la puissance ainsi que les paramètres matériaux tels que la résistivité électrique et la perméabilité magnétique relative. Le traitement superficiel par induction est né. Plus tard dans les années 1960, l'arrivée des générateurs statiques avec les semi-conducteurs permet l'utilisation de plus grandes puissances et fréquences. Aujourd'hui, le chauffage par induction est un procédé industriel bien maîtrisé dans un grand nombre de domaines, tels que la fonderie, le soudage ou le durcissement (Rudnev *et al.*, 2003).

1.1.2 Le principe de fonctionnement

Tout matériau conducteur d'électricité placé dans un champ magnétique variable est le siège de courants induits appelés courant de Foucault qui dissipent de la chaleur par effet Joule à l'intérieur de ce même matériau. Ce phénomène est illustré sur la Figure 1.1.

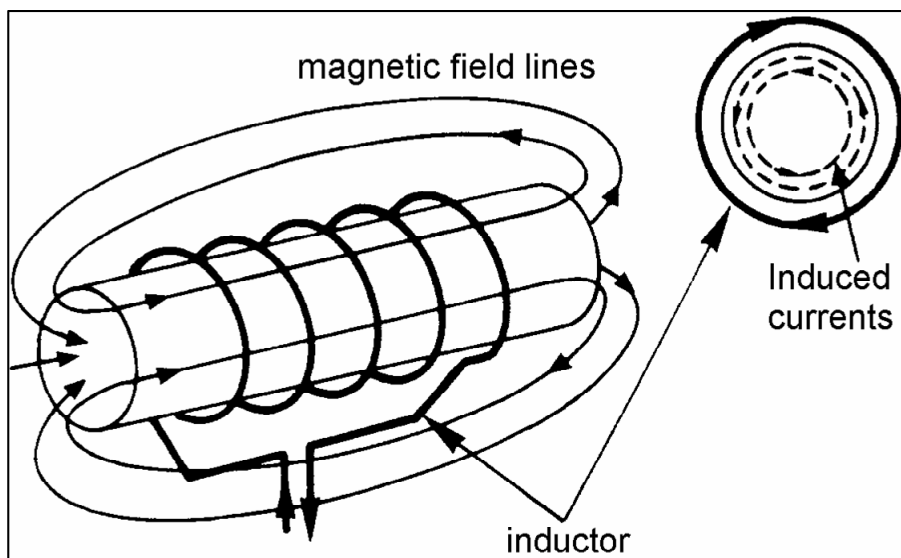


Figure 1.1 Principe de l'induction.

Tirée de Bay *et al.* (2003)

En effet, un milieu conducteur tel qu'un inducteur, parcouru par un courant alternatif, crée un champ magnétique, variant à la même fréquence que le courant dans l'espace environnant. Ce champ pénètre plus ou moins profondément dans le matériau placé à l'intérieur de l'inducteur selon la fréquence et les propriétés magnétiques du matériau. D'après la loi de Lenz, Les variations du champ magnétique à l'intérieur de la pièce créent des courants de Foucault dont la direction et le sens s'opposent à la cause qui leur a donné naissance (c'est-à-dire le courant circulant dans l'inducteur). La zone du matériau parcourue par les courants de Foucault chauffe par effet Joule. La chauffe est plus ou moins forte dépendamment des propriétés électriques du matériau et de l'intensité des champs magnétiques en jeu. Les zones adjacentes à celle chauffée par les courants sont chauffées par conduction thermique selon les propriétés thermiques du matériau.

La zone soumise à l'effet Joule est concentrée sur une fine couche superficielle, car la densité des courants induits décroît de manière quasi-exponentielle vers le centre de la pièce. Ce phénomène est appelé « effet de peau » et est caractérisé par la profondeur de pénétration δ (Figure 1.2), qui est définie comme étant la profondeur où 86% de la puissance transmise est

concentrée ou encore 63% de la densité des courants induits. La profondeur de pénétration est exprimée sous la forme suivante (Rudnev *et al.*, 2002) :

$$\delta = 503 \sqrt{\frac{1}{\sigma \mu_r f}} \quad (1.1)$$

où δ est la profondeur de pénétration en mètres, σ est la conductivité électrique du matériau ($\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$), μ_r est la perméabilité magnétique relative du matériau et f est la fréquence (Hz).

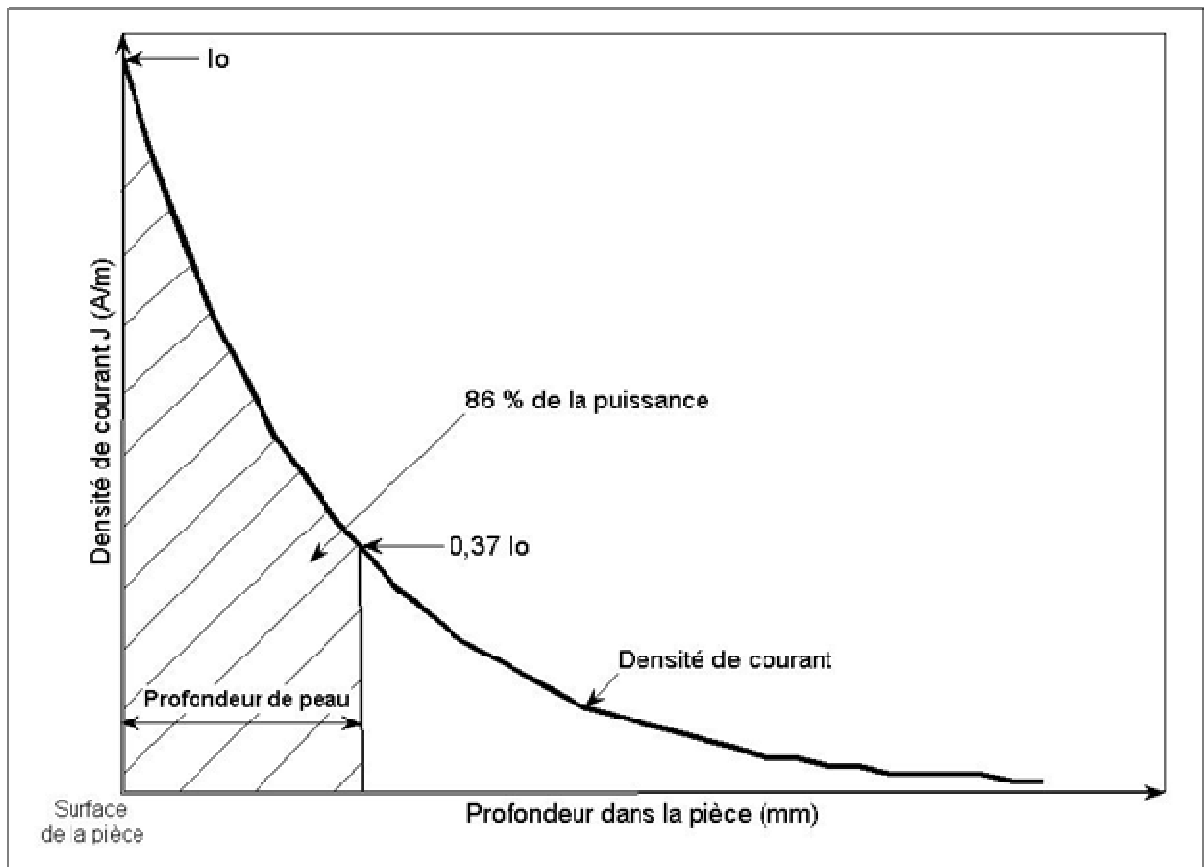


Figure 1.2 Représentation de la profondeur de pénétration.

Adaptée de Rudnev *et al.* (2003, p. 111)

Ce qui rend l'étude de la chauffe par induction complexe est le côté multiphysique de la trempe par induction. La profondeur de pénétration, tout comme les paramètres du matériau, dépendent de la température, ce qui lie les aspects électriques, magnétiques, thermiques et

mécaniques entre eux. La prise en compte de ces interactions multiphysiques est détaillée dans le chapitre 3.

1.1.3 Les différents aspects du traitement thermique superficiel par induction

La concentration de la chaleur sur la surface de la pièce à cause de la profondeur de pénétration crée un changement de la microstructure au sein du matériau. La structure de base, de la martensite revenue dans notre cas se transforme en austénite qui est la phase la plus stable à haute température. Cette austénite apparaît à partir de la température de transformation A_{c1} aux joints de grains de la martensite et grossit avec le temps et la température jusqu'à complète austénitisation du matériau à la température de transformation A_{c3} . Ensuite lorsque la pièce est trempée, des lamelles de martensite fraîche se forment dans les grains d'austénite. Plus les temps de chauffe et de refroidissement sont courts plus les lamelles de martensite sont fines. Ce qui rend le matériau très dur car le grand nombre de lamelles implique un grand nombre de joints de grains et donc les dislocations à l'intérieur du matériau se déplacent difficilement.

En plus de la dureté, des contraintes résiduelles de compression et de tension sont induites dans la pièce à cause des forts gradients thermiques et la dilatation volumique due aux changements d'état de la structure cristalline pendant la chauffe et la trempe par induction. La Figure 1.3 illustre le profil de contraintes résiduelles observée classiquement dans une pièce traitée par induction. L'étude de ce profil constitue une part importante du projet global dans lequel s'inscrit ce travail de maîtrise, car les contraintes de compression prolongent la durée de vie en fatigue de la pièce.

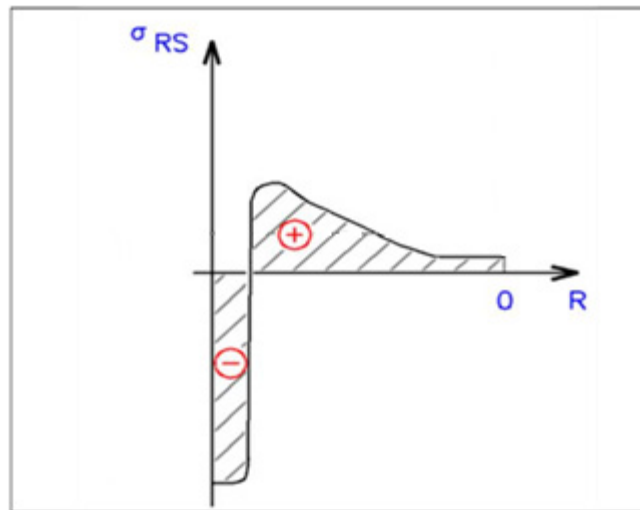


Figure 1.3 Profil de contraintes résiduelles induit suite à une trempe superficielle par induction.
Tirée de Markegard (2002)

La Figure 1.4 illustre les zones durcies obtenues selon la gamme fréquence choisie. Une moyenne fréquence (MF) de 10kHz va permettre de durcir le matériau plus en profondeur qu'une haute fréquence (HF) de 150 kHz. Et en combinant les deux fréquences on obtient une zone durcie qui suit le contour de l'engrenage.

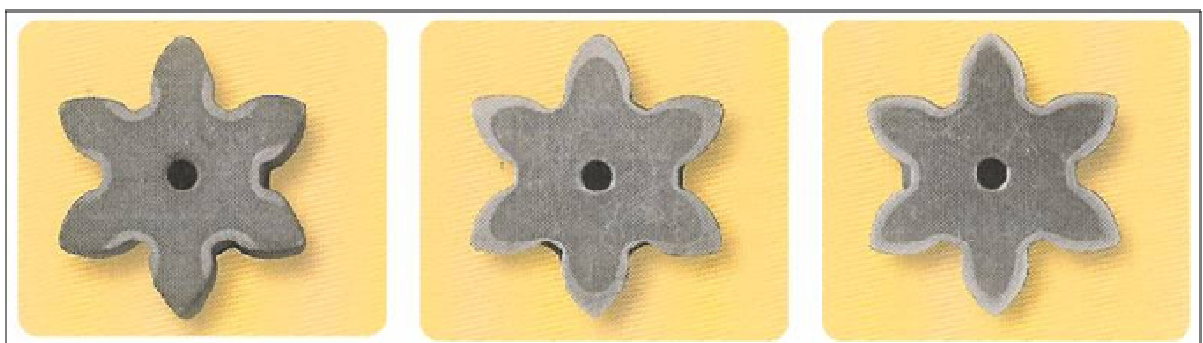


Figure 1.4 Dents traitées en MF (à gauche), dents traitées en HF (au centre), dents traitées en MF + HF simultanément (à droite).
Tirée de Hammond (2001)

De plus comme le montre la Figure 1.5, la vitesse de chauffe influe sur la température d'austénitisation A_{c3} . Cela implique une variation des paramètres matériaux également en

fonction de la vitesse de chauffe. Sachant que les vitesses en jeu pour la chauffe par induction peuvent être très grandes, il est important de connaître l'évolution de la température de début d'austénitisation Ac_1 et la température de fin d'austénitisation Ac_3 en fonction de la vitesse de chauffe. Une étude au dilatomètre de l'acier AMS6414 en fonction de la vitesse de chauffe a déterminée Ac_3 autour de 1000°C et Ac_1 autour de 780°C (source confidentielle), pour des vitesses de chauffe élevées comparables à celles obtenues sur la machine à induction utilisée lors du présent travail de recherche.

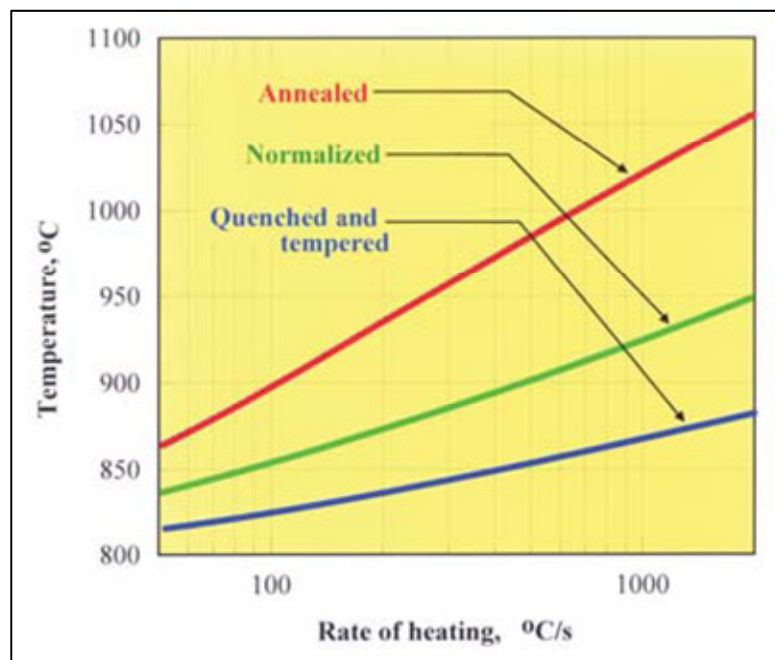


Figure 1.5 Effet de la vitesse de chauffe sur la température Ac_3 pour l'AISI 1042.

Tirée de Rudnev (2007)

1.2 Importance de la géométrie de la pièce et de l'inducteur

1.2.1 L'inductance

La fréquence f est un des paramètres le plus important dans le procédé de chauffe par induction. Elle est contrôlée par les propriétés du générateur et la géométrie du couple inducteur + pièce et peut être paramétrée de la façon suivante (Rudnev *et al.* 2002) :

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (1.2)$$

où L est l'inductance totale du générateur, de l'inducteur et de la pièce en Henry et C est la capacité de la machine de chauffage par induction (F).

L'inductance totale L est l'addition de l'inductance du générateur et l'inductance du couple pièce/inducteur. Cette dernière est exprimée de façon analytique sous la forme suivante (Verhoeven *et al.* 1986) :

$$L_c \approx \frac{\mu_0 \pi N^2}{4 l_i} [(d_c^2 - d_p^2) + d_c \delta_c + \mu_r d_p \delta] \quad (1.3)$$

où L_c est l'inductance de la pièce + inducteur en Henry, μ_0 est la perméabilité magnétique de l'air égale $4\pi \cdot 10^{-7} \text{ H.m}^{-1}$, N est le nombre de spires de l'inducteur, l_i est l'épaisseur de l'inducteur en mètres, d_c est le diamètre intérieur de l'inducteur en mètres, d_p est le diamètre extérieur de la pièce en mètres et δ_c est la profondeur de pénétration du courant de l'inducteur en mètres.

Cette équation montre que l'inductance et donc la fréquence, dépendent de la géométrie de la pièce et de l'inducteur. En effet, l'épaisseur de l'inducteur l_i , les diamètres pièce et inducteur (d_c , d_p), ainsi que le couplage ($d_c - d_p$), ainsi que la profondeur de pénétration δ , influencent fortement la valeur de l'inductance.

De plus, selon le type des générateurs, la fréquence peut influencer sur la puissance maximale disponible pour chauffer une pièce, ce qui est le cas de la machine de l'ÉTS utilisée dans ce travail de maîtrise. Cet aspect est approfondi dans le chapitre suivant.

1.2.2 Les effets électromagnétiques pouvant influencer le profil de dureté

1.2.2.1 L'effet de proximité

L'effet de proximité est le fait que le courant induit dans la pièce tend à circuler le plus proche possible du courant inducteur. L'effet de proximité décrit en réalité la force de Lorentz exprimée sous la forme suivante dans le cas d'une charge q :

$$F_m = q\vec{v} \times \vec{B} \quad (1.4)$$

où F_m est la force magnétique en Newton, q est la charge de la particule en Coulomb, v la vitesse de la particule en $m.s^{-1}$ et B le flux magnétique en Tesla.

On peut voir à la Figure 1.6 une illustration de l'effet de proximité. L'éloignement de la pièce par rapport à l'inducteur implique que le champ magnétique en surface est moins concentré, et donc les courants de Foucault sont plus diffus à la surface de la pièce, ce qui se traduit par une profondeur durcie plus faible.

Des fréquences élevées et des couplages faibles renforcent l'effet de proximité, car la pièce et l'inducteur sont plus proches, et la fréquence concentre déjà les courants en surface, donc le champ magnétique en surface est d'autant plus concentré.

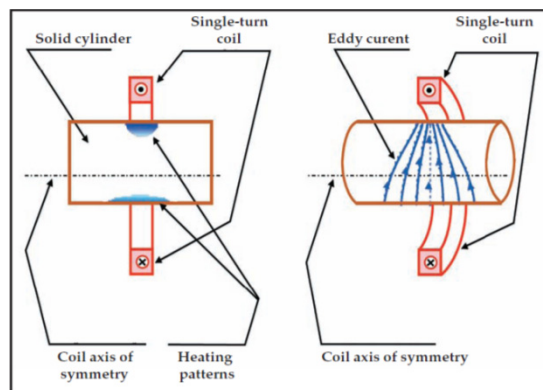


Figure 1.6 Schématisation de l'effet de proximité.

Adaptée de Rudnev *et al.* (2003)

1.2.2.2 L'effet de bord

Il existe en fait deux types d'effet de bord (voir la Figure 1.7) : celui créé par l'extrémité de la pièce (zone a) et celui créé par l'extrémité de l'inducteur (zone b).

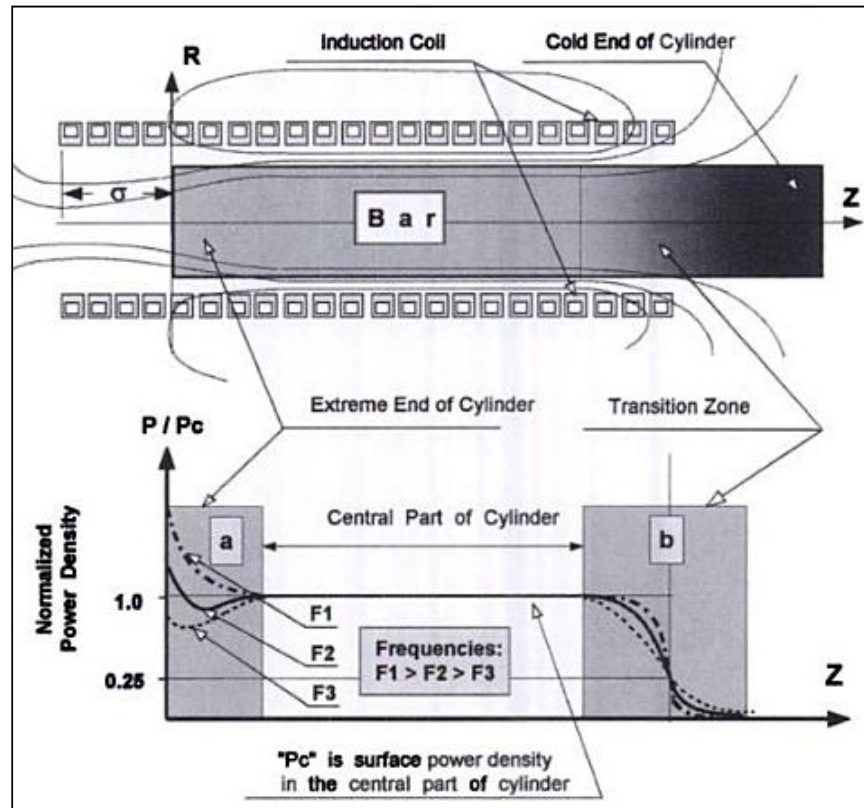


Figure 1.7 Schématisation de l'effet de bord.

Tirée de Rudnev *et al.* (2003, p. 130)

En ce qui concerne l'effet de bord créé par l'extrémité de la pièce, la courbure du champ magnétique due à l'extrémité de la pièce (voir la Figure 1.8) implique que le flux magnétique total à l'extrémité de la pièce soit la somme de sa composante axiale et radiale (voir la Figure 1.9), alors que dans le reste de la pièce la composante radiale est négligeable par rapport à la composante axiale car les lignes de champs sont quasiment parallèles à l'axe de la pièce. Cette composante radiale augmente donc la densité de courants induits à l'extrémité de la pièce et donc l'effet Joules.

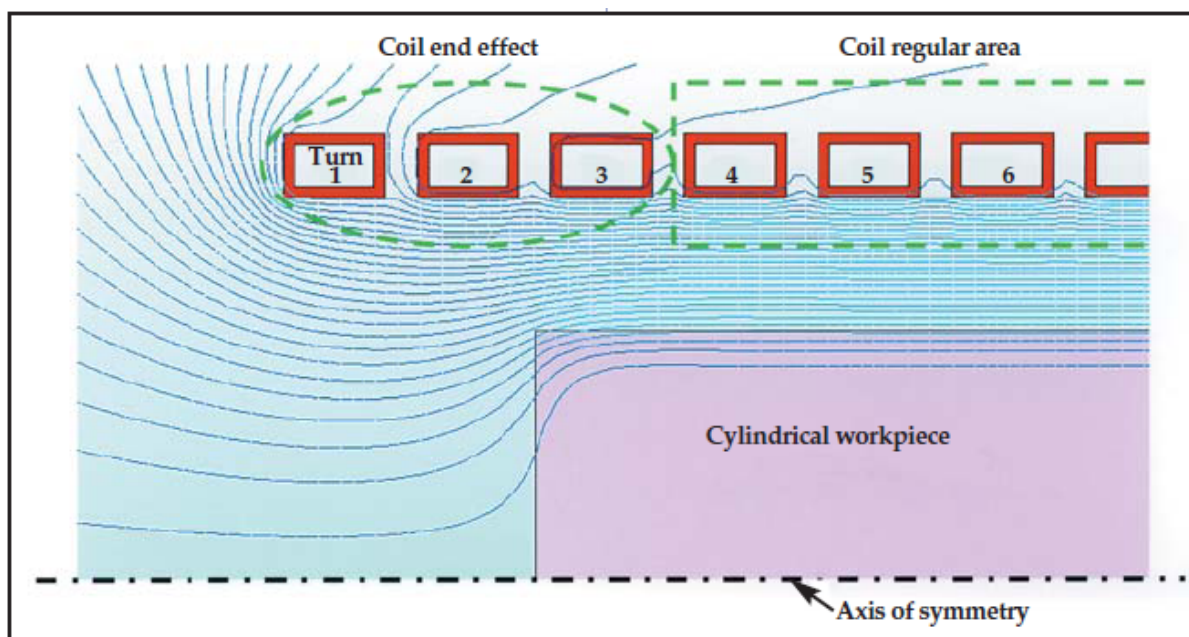


Figure 1.8 Distribution du champ magnétique dans le cas d'un effet de bord.
Tirée de Rudnev (2006)

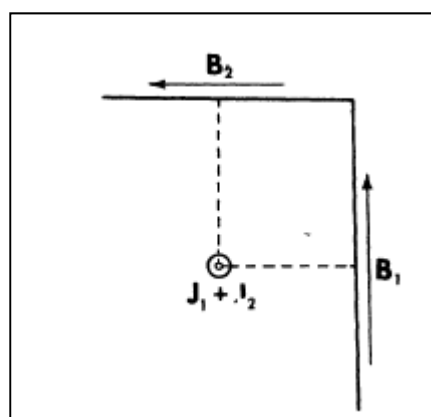


Figure 1.9 Composantes axiale B1 et radiale B2 du flux magnétique au bord d'une pièce placée dans un champ magnétique.
Tirée de Lavers et *al.* (1973)

Comme on vient de le voir, l'effet de bord créé par l'extrémité de la pièce, induit une densité de courant plus élevée dans cette partie de la pièce, ce qui, comme l'a montré la Figure 1.7, créer une densité de puissance plus forte dans cette zone (zone a) à cause de la courbure des

lignes de champ. L'effet de bord devient plus fort avec l'augmentation de la fréquence car les lignes de champs se concentrent à la surface de la pièce, donc la courbure est plus importante ce qui augmente la composante radiale du flux magnétique.

Pour bien comprendre l'effet de bord créé par l'extrémité de l'inducteur, prenons l'exemple d'un solénoïde long parcouru par un courant continu. La loi de Biot et Savart calcule le flux magnétique créé au centre du solénoïde par le courant I comme étant :

$$B = \frac{\mu_0 I}{l} \quad (1.5)$$

Ensuite cette même loi permet de calculer B au bord du solénoïde :

$$B = \frac{\mu_0 I}{2l} \quad (1.6)$$

où l est l'épaisseur de l'inducteur.

Ceci montre que le flux magnétique est deux fois plus petit à l'extrémité du solénoïde (Boridy, 2003). Cette diminution du flux magnétique induit dans la pièce par l'extrémité de l'inducteur induit une plus faible densité de courant, donc une plus faible densité de puissance dans la pièce (Nemkov *et al.*, 2004)

1.3 La simulation numérique du chauffage par induction

Les industriels utilisant le chauffage par induction obtiennent les résultats souhaités de façon empirique par l'intermédiaire de nombreux essais – erreurs ce qui est très coûteux en termes humains, matériels et de temps. De plus même si les phénomènes en question sont relativement bien connus, il n'en reste pas moins difficile de déterminer les gradients thermiques, les répartitions de courant et de puissance que ce soit dans l'espace ou dans le temps. La simulation est un outil indispensable pour comprendre ces répartitions et permet également une meilleure compréhension des phénomènes physiques. La simulation permet donc de déterminer la fréquence, la puissance ou la géométrie de l'inducteur optimale pour avoir le bon profil de dureté requis.

Comme ceci est expliqué dans le chapitre 3, la simulation du chauffage par induction est complexe du fait de la nature multiphysique de ce procédé. Il existe de nombreux logiciels et modèles numériques par éléments finis pour modéliser le chauffage par induction, tels que Flux 2D et Comsol® multiphysique.

1.3.1 Les approximations standards

Un grand nombre de modèles utilisent des approximations plus ou moins fortes dans le but de simplifier les calculs. La majorité des modèles considèrent que le champ magnétique et le courant sont de formes sinusoïdales tels que Chaboudez *et al.*, (1997) ou Wang *et al.*, (1992) ce qui permet d'utiliser des équations stationnaires (donc non dépendantes du temps). Ce qui simplifie les calculs certes, mais n'est valable que pour des matériaux non ferromagnétiques. En effet, pour un matériau ferromagnétique, un courant d'excitation sinusoïdale peut entraîner un champ électromagnétique non sinusoïdal.

Une autre approximation utilisée dans la majorité des modèles, consiste à s'affranchir des courants de déplacement dans l'équation de Maxwell – Ampère (voir équation 3.4). Ces courants de déplacement permettent d'utiliser l'équation de Maxwell – Ampère, développée en magnétostatique, pour des régimes variables dans le temps. Or pour les fréquences allant de quelques Hertz à quelques dizaines de mégahertz, l'effet de propagation des ondes électromagnétiques est quasi-instantané (Labbé 2002). Dans le modèle développé au cours du présent travail, cette approximation n'est pas utilisée.

1.3.2 La discrétisation

L'utilisation d'éléments finis triangulaires du premier ordre est couramment utilisée, Favennec (2002), dans la simulation du chauffage par induction. Pour augmenter la précision des calculs, notamment pour la profondeur de pénétration, Nicklewicz *et al.* (2008) a utilisé des éléments triangulaires quadratiques, à 6 nœuds au lieu de 3.

Même si la méthode des éléments finis est assez bien adaptée aux problèmes électromagnétiques couplés aux thermiques, un problème souvent rencontré concerne les

limites du domaine. En effet, dans la réalité, le domaine environnant l'induction est ouvert, or dans la simulation il est borné car il est nécessaire de le délimiter. Il faut donc prendre un domaine suffisamment grand pour qu'il n'ait pas (ou très peu) d'influence sur le champ magnétique. Ceci augmente le nombre d'éléments dans le milieu et donc le temps de calcul. Une solution alternative consiste à utiliser des conditions aux frontières particulières pour simuler un domaine ouvert (Labbé 2002), cela permet d'avoir un domaine plus petit et donc de limiter le nombre d'éléments finis et le temps de calcul.

1.3.3 Les paramètres physiques

Beaucoup de modèles de la littérature simulent des chauffeuses par inductions longues, c'est-à-dire de l'ordre de plusieurs dizaines de secondes. Ces modèles utilisent des paramètres matériaux dépendant de la température, obtenus à l'équilibre thermodynamique, tels que la conductivité thermique ou la chaleur spécifique ou encore la conductivité électrique (Favennec 2002). Ce qui constitue une bonne hypothèse si la vitesse de chauffe est suffisamment lente.

En ce qui concerne la perméabilité magnétique, la majorité des modèles utilise une courbe de magnétisation $B=f(H)$ utilisant la formulation de Frölich-Kennelly :

$$|\vec{B}| = \left(\mu_0 + \frac{\alpha_f}{\beta_f + |\vec{H}|} \right) |\vec{H}| \quad (1.7)$$

où $|\vec{B}|$ est la norme du vecteur flux magnétique dans la pièce (T), $|\vec{H}|$ la norme du vecteur champ magnétique créé par l'inducteur (A/m), α , β sont des coefficients dépendant de la température.

Cette formulation donne une bonne approximation du champ magnétique pour les matériaux non ferromagnétiques et ferromagnétiques. Dans le modèle utilisé au long du présent travail de maîtrise, le champ magnétique est calculé directement à partir des équations de Maxwell décrites dans la section 3.1.1 du chapitre 3.

1.4 Résumé

Il est important de se souvenir de la complexité du problème liée à la prise en compte de l'aspect géométrique dans la trempe par induction. Cette complexité provient de l'interdépendance des paramètres tels que l'inductance, la fréquence et la profondeur de pénétration. De plus la bonne compréhension des phénomènes électromagnétiques et tout aussi importante car cela permettra d'expliquer certains résultats obtenus au cours de cette recherche. Enfin la revue de différents modèles numériques a permis d'avoir une meilleure compréhension du fonctionnement du logiciel Comsol® multiphysics.

CHAPITRE 2

MACHINE DE CHAUFFE PAR INDUCTION MAGNÉTIQUE ET GÉOMETRIE : MISE EN PLACE DU CONTEXTE D'ÉTUDE

2.1 Description technique de la machine de chauffe par induction magnétique

La machine de chauffage par induction magnétique EFD est composée de quatre parties.

1- Le générateur moyenne fréquence (MF) qui permet de traiter des pièces avec une fréquence constante de 10 kHz. 2- Le générateur haute fréquence (HF) qui fonctionne avec une fréquence variant entre 150 kHz et 250 kHz. Ce générateur a la particularité d'adapter sa fréquence en fonction de l'inducteur utilisé et de la pièce traitée. 3- La partie active de la machine qui contient l'inducteur, la douche de refroidissement, la pièce à traiter et le filtre qui permet d'utiliser les deux générateurs simultanément. 4- Le pupitre de commande qui permet de sélectionner la consigne de puissance, de choisir entre un traitement manuel ou automatique, de régler la position de la pièce et d'afficher les relevés de mesure effectués pendant un traitement. La Figure 2.1 illustre ces différentes parties.

Le fonctionnement de cette machine, peut être schématisé à l'aide du dessin électrique simplifié présenté dans la Figure 2.2. Un redresseur à diodes est connecté à un réseau électrique 3×480 V (en orange sur le schéma). Le courant ainsi redressé est envoyé vers des convertisseurs de fréquence qui fournissent le courant à la fréquence souhaitée (en vert). De là le courant passe par un transformateur d'adaptation permettant de réduire la tension et d'augmenter l'intensité (en jaune). Pour finir, une batterie de condensateurs de compensation en puissance réactive (en rouge) sert à fournir la puissance réactive nécessaire. En effet, les machines inductives consomment beaucoup de puissance réactive, ce qui entraîne une grosse consommation de courant, des chutes de tension et des grandes pertes énergétiques. Afin de limiter les répercussions nuisibles sur le réseau électrique, il est nécessaire de créer sa propre puissance réactive grâce à des condensateurs (Schneider Electric, 2006).

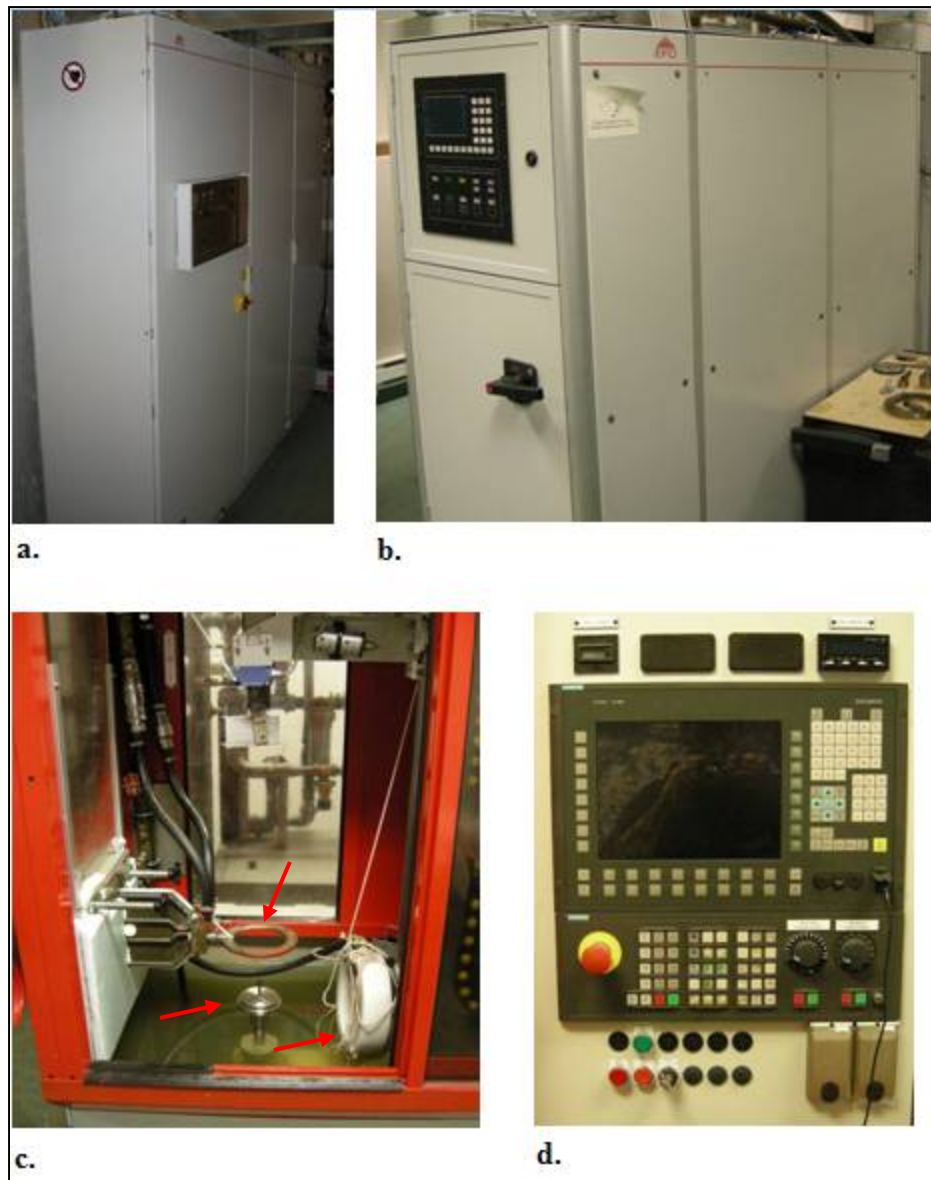


Figure 2.1 Photos des quatre organes de la machine de chauffage par induction. a) Le générateur MF, b) Le générateur HF, c) La partie active, d) Le pupitre de commande.

Sur la Figure 2.2, trois parties ressortent séparées par des pointillés noirs. En haut à gauche, le générateur HF, en bas à gauche se trouve le générateur MF, et à droite, le filtre. Ce dernier permet non seulement de filtrer le signal du courant, mais il empêche également le courant HF de remonter dans le générateur MF, car les deux sorties HF et MF sont connectées sur le même inducteur.

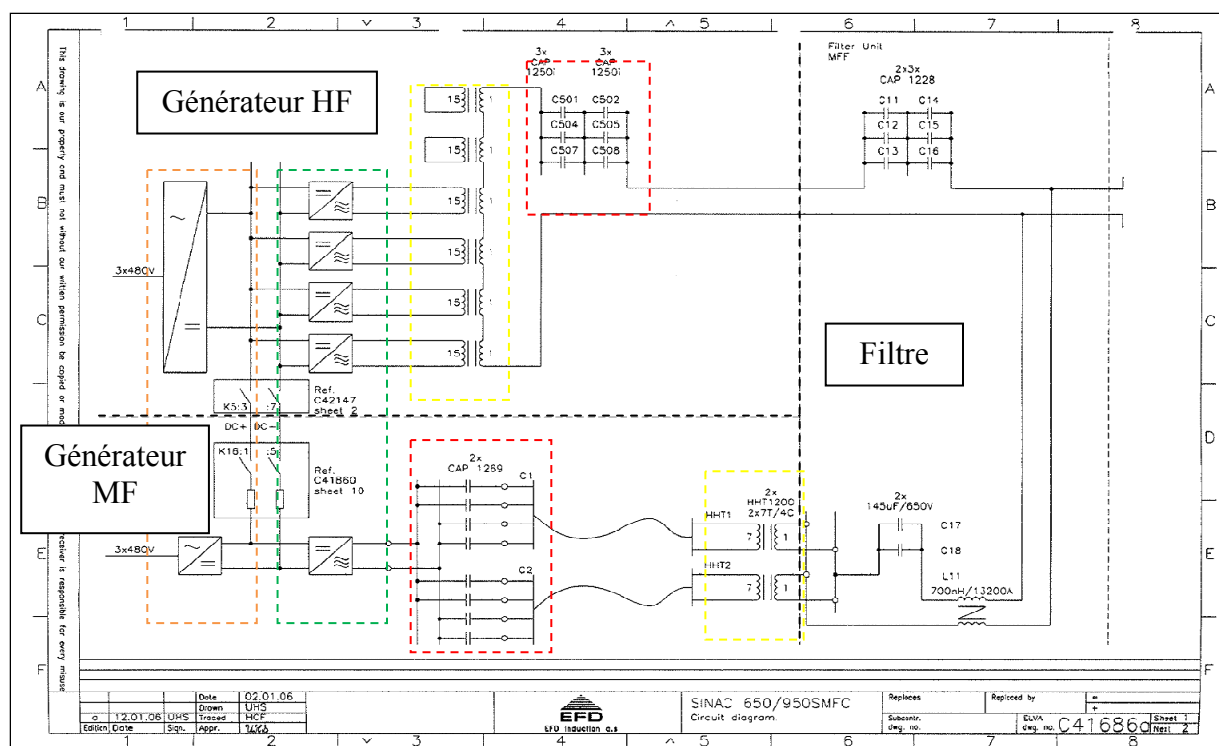


Figure 2.2 Schéma électrique général simplifié de la machine de chauffe par induction.
Adapté d'EFD Induction S.A. (2006)

Il faut noter que dans une machine de chauffage par induction comme celle-ci, de nombreuses pertes d'énergie entrent en compte. Ces pertes sont de différentes sortes. Elles proviennent de pertes de courant dans les câbles, les barres de cuivre, les transformateurs, les condensateurs de compensation et les convertisseurs. Elles sont également fonction de la fréquence dans les convertisseurs et l'unité de filtrage (com. pers. Markegaard, 2009). Étant donné les différentes sources de ces pertes, il est très difficile de les quantifier mais selon le concepteur de la machine, EFD, ces pertes peuvent être évaluées à 20% pour un traitement utilisant uniquement le générateur HF.

Dans le cadre de la mise en place de simulations numériques de chauffe par induction et dans la volonté de corréliser au mieux la simulation aux expériences réalisées sur la machine, il est essentiel d'intégrer une estimation de ces pertes car la mesure de la puissance est faite à la sortie du générateur. Dans le cadre du présent travail de maîtrise, il sera fait l'hypothèse que

la machine a un rendement moyen de 80% à haute fréquence entre le générateur et l'inducteur.

2.2 Les différents modes de fonctionnement

Dans un souci d'adaptation à différents types de chauffés par induction, la machine EFD peut être utilisée sous deux modes de fonctionnement. L'un pilote le générateur en puissance constante, mode appelé « DC power », l'autre en courant alternatif de valeur nominale constante, mode appelé « AC current ». Le premier mode est particulièrement adapté pour des charges constantes et de la production industrielle, tandis que le second l'est plus pour des applications ayant des impédances variables, soit correspondant à des changements de géométries (EFD Induction S.A., 2006)

La majorité de l'étude s'est faite avec le mode puissance constante, mais une comparaison entre les deux modes a été conduite pour documenter les différences entre ces modes de pilotage.

2.2.1 Comparaison entre les modes puissance constant et courant constant

Des tests de chauffe en HF ont été conduits sur des cylindres en acier AMS 6414 de même géométrie. Dans cette partie, seule l'évolution de la puissance et du courant seront étudiés. L'influence du mode de commande sur le profil de dureté sera détaillée dans le chapitre 6.

La Figure 2.3 illustre parfaitement la différence entre les deux modes de commandes. On voit clairement que la puissance reste constante pendant la chauffe en mode DC power alors qu'elle augmente au départ puis décroît à partir d'un certain temps en mode AC current. Cette variation de puissance en pilotage à courant constant s'explique par le fait qu'au début de la chauffe, tant que la température de la surface de la pièce est inférieure à la température de Curie et pour un courant donné, la puissance augmente car la résistivité électrique augmente avec l'élévation de la température. Lorsque la température de Curie est atteinte, la profondeur de pénétration augmente, les courants de Foucault se déplacent un peu plus en profondeur dans la pièce.

Or comme le courant est constant, l'intensité du champ magnétique décroît plus la zone où la température de Curie a été atteinte augmente. Donc la puissance de chauffe par effet Joule, induite par le champ magnétique, diminue.

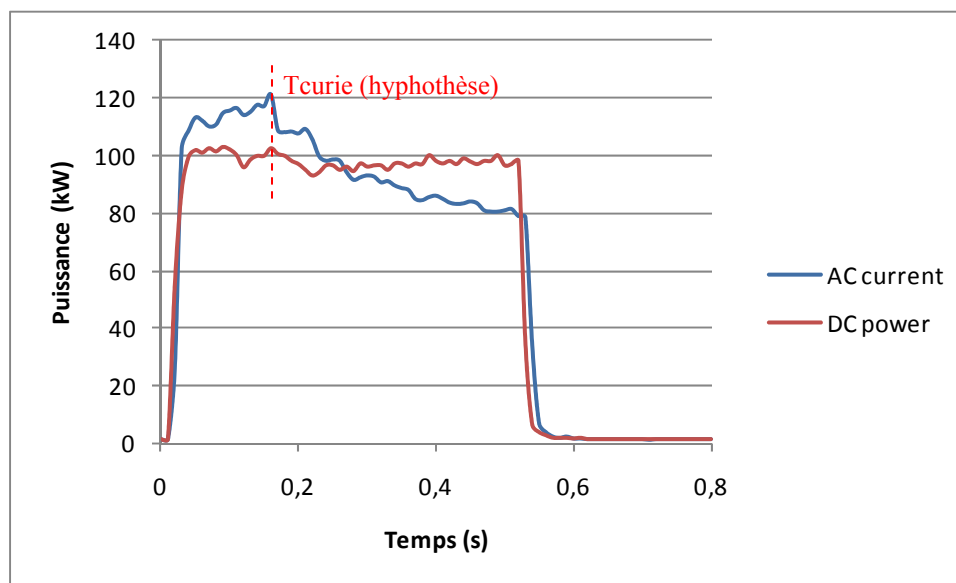


Figure 2.3 Puissances mesurées pour une même géométrie de pièce en commande AC current et DC power.

Il faut noter que le courant est sensiblement identique entre les deux modes de contrôle (voir la Figure 2.4). La méthode de mesure du courant est présentée à l'Annexe I, et l'interprétation des courbes n'est pas aussi simple que pour la puissance, ces courbes seront commentées à la section 6.3.1 du chapitre 6. Pour le moment les courbes de courant permettent juste de faire ressortir des tendances sur l'influence de la géométrie dans la suite de l'étude.

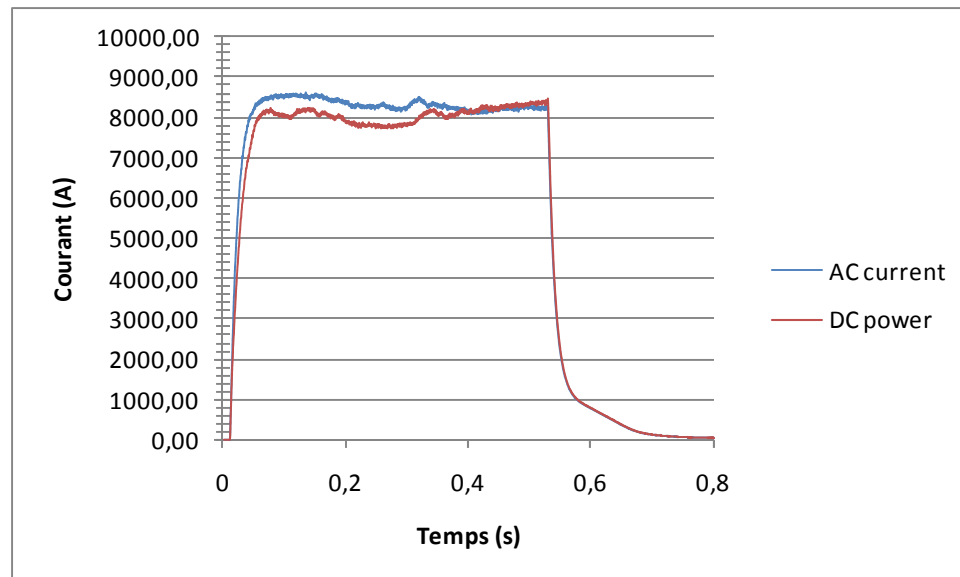


Figure 2.4 Courants mesurés pour une même géométrie de pièce en commande AC current et DC power.

2.3 Limitations de la machine de chauffe par induction

2.3.1 Limitation en courant et en puissance

La technologie utilisée dans les convertisseurs de fréquence, des semi-conducteurs IGBT, implique que ceux-ci fonctionnent à la fréquence de résonance de l'ensemble constitué de la charge et du générateur en série. C'est-à-dire que le courant HF délivré par la machine est à la fréquence de résonance de l'ensemble machine, inducteur plus pièce à traiter (voir équation 1.2).

Cette approche par résonance est le choix de l'entreprise EFD Induction S.A., et permet de transférer le maximum de puissance à la charge quelque soit la pièce à traiter (Rudnev *et al.*, 1995). En conséquence, la puissance et le courant dépendent de la fréquence. Ainsi, dans le but de protéger l'équipement, la machine est limitée en puissance et en courant en fonction de la fréquence de résonance, comme le montrent les Figure 2.5 et Figure 2.6.

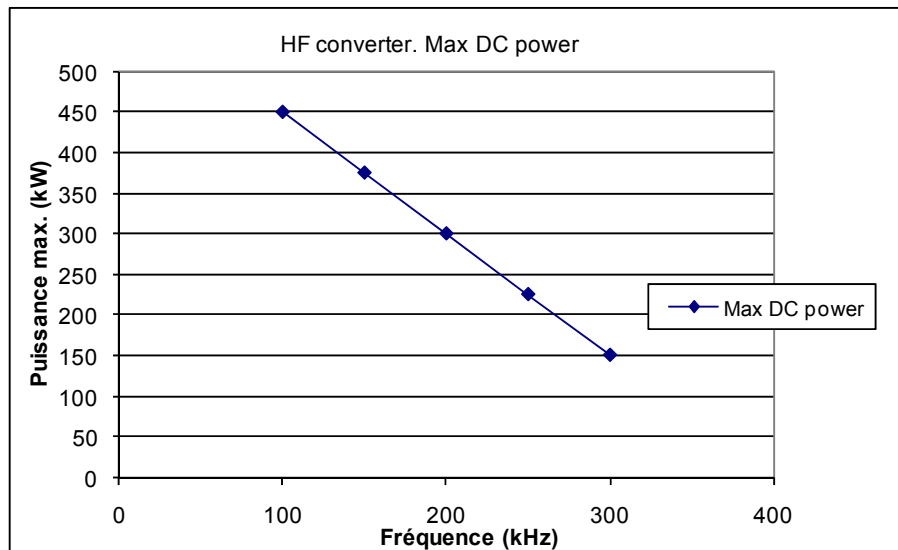


Figure 2.5 Puissance maximale délivrée par les convertisseurs en HF.
Tirée de Markegaard (2004)

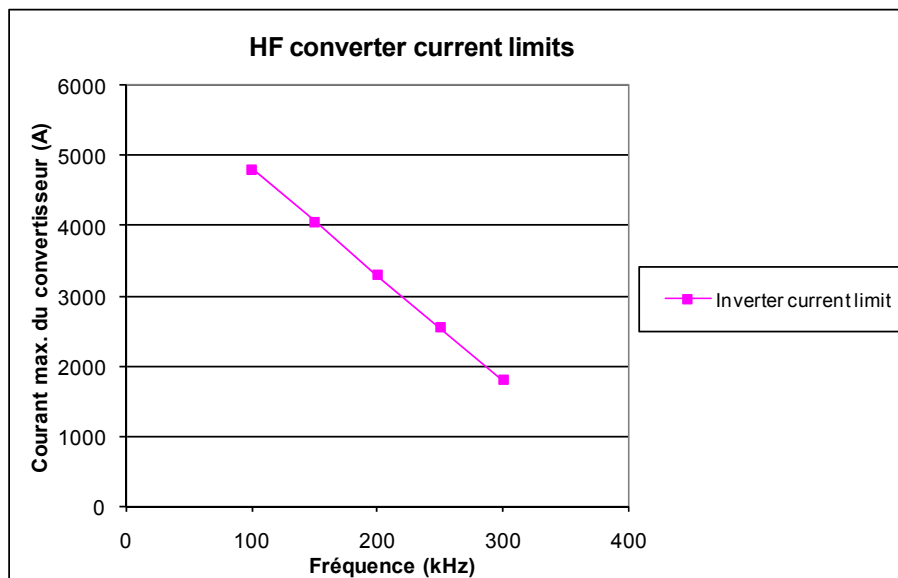


Figure 2.6 Courant maximal délivré par les convertisseurs en HF.
Tirée de Markegaard (2004)

2.3.2 Prédiction de la limitation en puissance

La capacité et l'inductance de la machine sont relativement difficiles à changer. Ces deux paramètres propres à la machine sont très difficiles à mesurer. Seule l'inductance liée à la charge (inducteur + pièce) varie selon la géométrie.

Les calculs de l'inductance des ensembles inducteur-pièce à partir de l'équation 1.3, ont été réalisés par Leif Markegaard de la compagnie EFD en Norvège pour des engrenages traités à l'ÉTS. Ces calculs ont permis de documenter les limites d'inductance acceptables par la machine. La Figure 2.7 montre les différentes inductances calculées et les fréquences expérimentales de résonance associées. La dispersion des points est due aux approximations géométriques prises pour faire les calculs. En effet pour pouvoir calculer l'inductance, les roues dentées ont été représentées par des cylindres équivalents. On peut remarquer qu'avec la courbe de tendance, caractérisée par (équation 2.1), une fréquence de 300 kHz correspond à une inductance de charge nulle, c'est-à-dire que la machine fonctionne à vide. Comme expliqué précédemment, pour protéger les transistors des convertisseurs de fréquence, une limite fréquentielle fixée à 253 kHz a été introduite, ce qui correspond à une limite d'inductance de 26,7 nH.

En effet selon l'inductance de la charge il n'est pas possible de traiter thermiquement la pièce avec la machine à induction. En fait si l'inductance pièce + inducteur donne une fréquence qui n'est pas comprise entre 100 et 253 kHz, la machine ne sera pas capable d'induire suffisamment de puissance dans la pièce pour qu'elle soit traitée. D'où l'importance de pouvoir prédire l'inductance en fonction de la géométrie de la pièce et de l'inducteur.

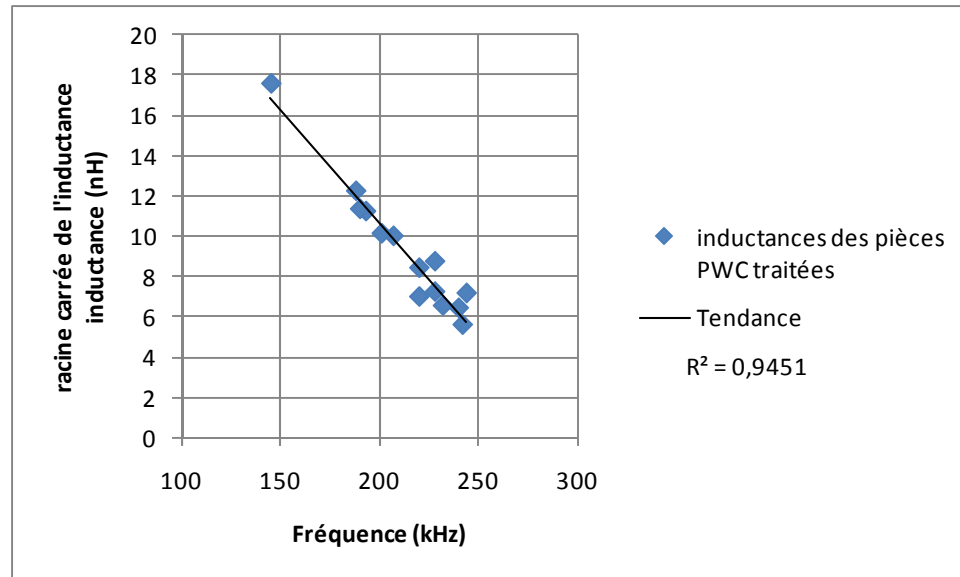


Figure 2.7 Racine carrée de l'inductance des charges (inducteur + pièce) PWC en fonction de la fréquence de résonnance.

$$\sqrt{L} = -0,1119 f + 33,061 \quad (2.1)$$

La présence de la profondeur de pénétration dans l'équation 1.3, elle-même dépendante de la fréquence (voir équation 1.1), montre bien la complexité du problème et pourquoi il n'est possible que d'estimer la valeur de l'inductance en fonction de la géométrie.

La présence de la perméabilité relative de la pièce dans l'équation 1.3 introduit pour finir une dépendance de l'inductance à la température et à la puissance transmise. Ces variations seront abordées lorsque l'on cherchera à expliquer l'influence de la variation de fréquence lors d'un essai dans la section 4.1.2.2 du chapitre 4.

2.4 Effets électromagnétiques pouvant influencer le profil de dureté

Certains phénomènes électromagnétiques issus de la géométrie peuvent également fortement influencer le profil de dureté pour un couple pièce/inducteur donné. Sur la base d'un grand nombre de traitements effectués avec la machine à induction de l'ÉTS sur des engrenages, ces influences ont pu être observées.

Les effets les plus classiques, comme l'effet de proximité, plus connu sous l'anglicisme « *proximity effect* », et l'effet de bord, « *end effect* », illustré par la Figure 2.8 et la Figure 2.9, sont présentés dans le chapitre 1. En ce qui concerne la dent sur la Figure 2.10, le décalage du profil de dureté est dû au fait que la denture est hélicoïdale. Ces effets modifient la distribution des courants de Foucault dans la pièce, car le flux magnétique dans la pièce est influencé par les particularités géométriques de la pièce et/ou de l'inducteur.

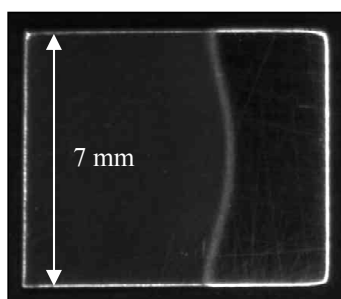


Figure 2.8 Photo d'une dent traitée par induction montrant un effet de bord de la pièce.

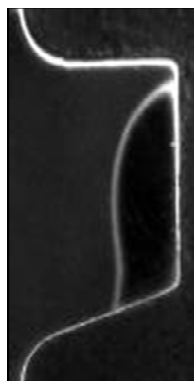


Figure 2.9 Photo d'une dent traitée par induction montrant un effet de bord de l'inducteur.

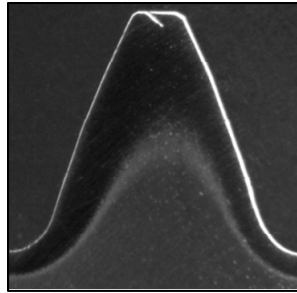


Figure 2.10 Photo d'une dent hélicoïdale traitée par induction.

2.5 Conclusion

Ce chapitre constitue la mise en contexte du travail de maitrise réalisé. Il permet d'introduire les interactions entre la géométrie de la pièce et l'inducteur avec les paramètres de chauffe tels que la puissance, le courant et la fréquence. Ainsi, la géométrie détermine l'inductance, qui elle détermine la fréquence délivrée par le générateur. Or la puissance et le courant maximum fournis par le générateur sont fonctions de la fréquence. De plus les effets électromagnétiques comme l'effet de proximité et l'effet de bord, influent directement sur le profil de dureté induit. C'est pourquoi il est nécessaire de savoir comment les variations géométriques principales, comme le couplage ou l'épaisseur de la pièce influencent les profils de dureté et les paramètres du générateur. Ceci s'inscrit dans l'objectif du projet de recherche, dont cette étude fait partie, de prédire la dureté, les contraintes résiduelles et les distorsions induites lors d'un traitement thermique superficiel par induction magnétique.

CHAPITRE 3

SIMULATION DU PROCÉDÉ DE CHAUFFE PAR INDUCTION MAGNÉTIQUE

Dans ce chapitre sont présentés les outils de simulation par éléments finis ainsi que les équations utilisées pour la simulation du procédé de chauffe par induction. Le logiciel utilisé est le logiciel multiphysique Comsol® et plus particulièrement son module AC/DC. De nombreuses interfaces et sous-programmes encodés dans le langage Matlab® ont été développés dans le cadre de ce travail. Ces différents sous-programmes ont permis d'intégrer systématiquement les variations de certains paramètres électromagnétiques en fonction de la température. Par ailleurs, certains sous-programmes ont servis à automatiser le lancement de séries de simulations de chauffe par induction et l'acquisition des résultats et de leur post-traitement sur de nombreuses géométries différentes.

3.1 Le module Comsol® AC/DC en 2 dimensions axisymétrique

Pour simuler complètement le chauffage par induction magnétique, trois phénomènes physiques différents doivent être pris en compte :

- l'électromagnétisme,
- le transfert de chaleur,
- la mécanique du solide,

Le comportement mécanique n'étant pas considéré dans ce travail, l'outil de simulation adopté et développé ne considère que l'électromagnétisme et le transfert de chaleur. Ainsi, le module AC/DC de Comsol® a été utilisé. Ce module ne prend pas en compte la mécanique du solide mais possède un gabarit pour l'utilisation couplée du module électromagnétique et transfert de chaleur. Ce choix se justifie par le fait que les changements mécaniques sont induits par le gradient thermique et aussi pour ne pas ajouter de sources d'erreurs supplémentaires avec les paramètres mécanique du matériau.

3.1.1 Le module électromagnétique

Le système d'équations utilisé pour modéliser tous les phénomènes électromagnétiques est le système d'équations de Maxwell :

- équation du flux magnétique :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0 \quad (3.1)$$

- équation de Maxwell-Gauss :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{E} = 0 \quad (3.2)$$

- équation de Maxwell-Faraday :

$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.3)$$

- équation de Maxwell-Ampère :

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (3.4)$$

avec B le flux magnétique (T), E le champ électrique (V.m⁻¹), H le champ magnétique (A.m⁻¹), J la densité de courant (A.m⁻²) et D le champ de déplacement électrique (C.m⁻²).

Pour pouvoir simuler le phénomène électromagnétique, il faut compléter les équations de Maxwell avec les paramètres matériaux qui relient les différentes valeurs scalaires entre elle :

- la permittivité (F.m⁻¹) :

$$\vec{D} = \epsilon \vec{E} \quad (3.5)$$

- la perméabilité magnétique (H.m⁻¹) :

$$\vec{B} = \mu(T, |\vec{H}|)\vec{H} \quad (3.6)$$

- la conductivité électrique ($\Omega^{-1}.\text{m}^{-1}$) :

$$\vec{J} = \sigma(T)\vec{E} \quad (3.7)$$

Bien que des approximations puissent être faites en fonction des fréquences utilisées et du mode axisymétrique, le module AC/DC dans COMSOL® utilise les équations sous leur forme la plus complète, c'est-à-dire sans approximations afin de garder l'aspect multiphysique.

3.1.2 Le module transfert de chaleur

Pour caractériser l'aspect thermique du modèle, trois équations sont classiquement utilisées :

- équation du transfert de chaleur :

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(k(T)\vec{\nabla}T) = Q_{av} \quad (3.8)$$

- équation de la source de chaleur (due aux courants de Foucault) :

$$Q_{av} = \overline{\sigma(T)E^2} \quad (3.9)$$

avec

$$\overline{\sigma(T)E^2} = \frac{1}{T} \int_{nT}^{(n+1)T} \sigma(T, t)E^2(t)dt \quad (3.10)$$

- équation de la convection et du rayonnement (sur les frontières de la pièce) :

$$-k(T)\vec{\nabla}T \cdot \vec{n} = h(T - T_{ext}) + \varepsilon_{emi}\sigma_{Ste}(T^4 - T_{ext}^4) \quad (3.11)$$

Avec ρ la densité ($\text{kg}.\text{m}^{-3}$), C_p la chaleur spécifique ($\text{J}.\text{K}^{-1}$), k la conductivité thermique ($\text{W}.\text{m}^{-1}.\text{K}^{-1}$), Q_{av} la source de chaleur ($\text{W}.\text{m}^{-3}$), \vec{n} le vecteur normal à la surface, h le

coefficient de convection ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$), T_{ext} la température ambiante (K), ε_{emi} l'émissivité et σ_{Ste} la constante de Stefan-Bostman ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$).

Les coefficients des équations sont fonction du matériau et de la température. Il est donc important dans la mise en place d'un modèle numérique de posséder les bonnes données matériaux.

3.2 Les paramètres matériaux

3.2.1 Les paramètres électromagnétiques

Les paramètres électromagnétiques nécessaires à la simulation sont la perméabilité magnétique relative, μ_r , et la conductivité électrique, σ , de l'AMS 6414 qui correspond au grade aéronautique de l'AISI 4340, la permittivité ε est considéré nulle.

Comme le montre la Figure 3.1, μ_r dépend à la fois de la température et de l'intensité du champ magnétique tel que suggéré par les équations 3.6 et 1.7. Il n'y a malheureusement pas dans la littérature de données concernant le μ_r pour l'AMS 6414. Cependant on sait que quelque soit le matériau, la perméabilité relative est égale à l'unité à partir de la température de Curie. Jacot (1997) a déterminé le μ_r de l'acier AISI 4140, dont la composition est très proche de celle de l'AISI 4340 hormis la teneur en nickel. Ces données pour le 4140 ont été obtenues expérimentalement en fonction de la température et pour différentes intensités du champ magnétique. La perméabilité présentée à la Figure 3.2 correspond à un champ de 135 kA/m, ce qui est de l'ordre des champs créés par la machine à induction à l'ÉTS, aux niveaux de puissances classiquement appliqués.

Le manque de données dans la littérature s'est aussi avéré concernant la conductivité électrique du matériau. De plus il est fortement probable que $\sigma(T)$, pour des grandes vitesses de chauffe, soit différente que celle à l'équilibre thermodynamique. Parmi les différentes sources de la littérature, l'évolution de la conductivité électrique de l'AISI 4140 présenté à la Figure 3.3 a été considérée comme étant le plus pertinent pour la présente étude.

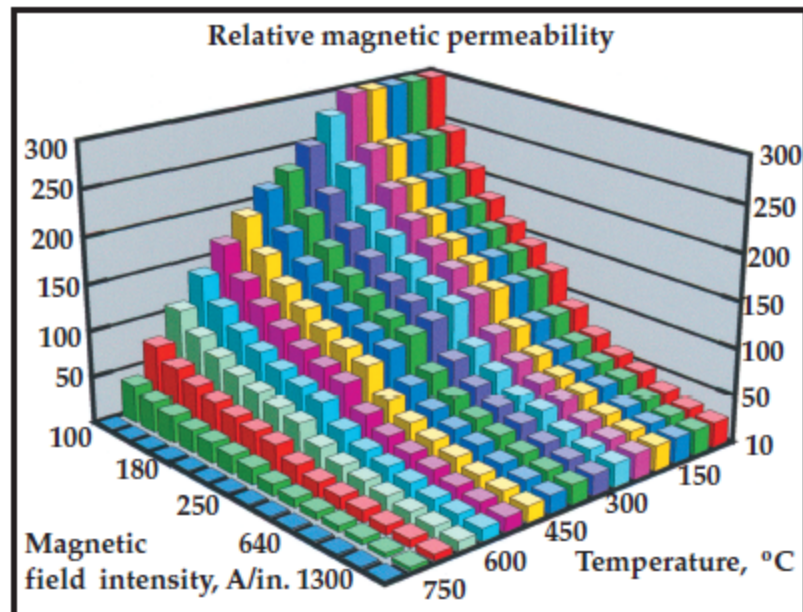


Figure 3.1 Perméabilité magnétique relative en fonction de la température et de l'intensité du champ magnétique pour un acier faiblement allié.

Tirée de Rudnev (2008)

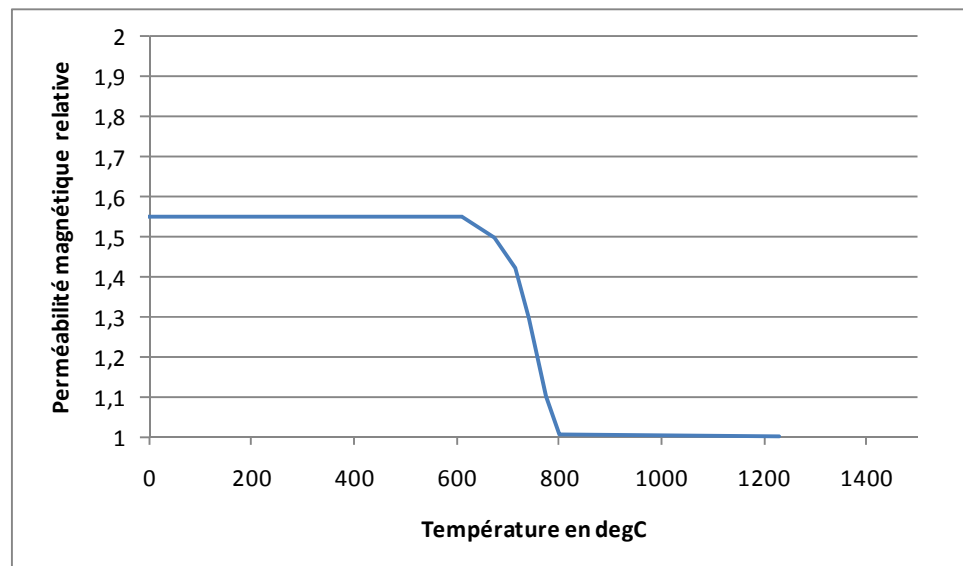


Figure 3.2 Perméabilité magnétique relative de l'AISI 4140 pour un champ magnétique de 135kA/m.

Adaptée de Jacot (1997, p. 80)

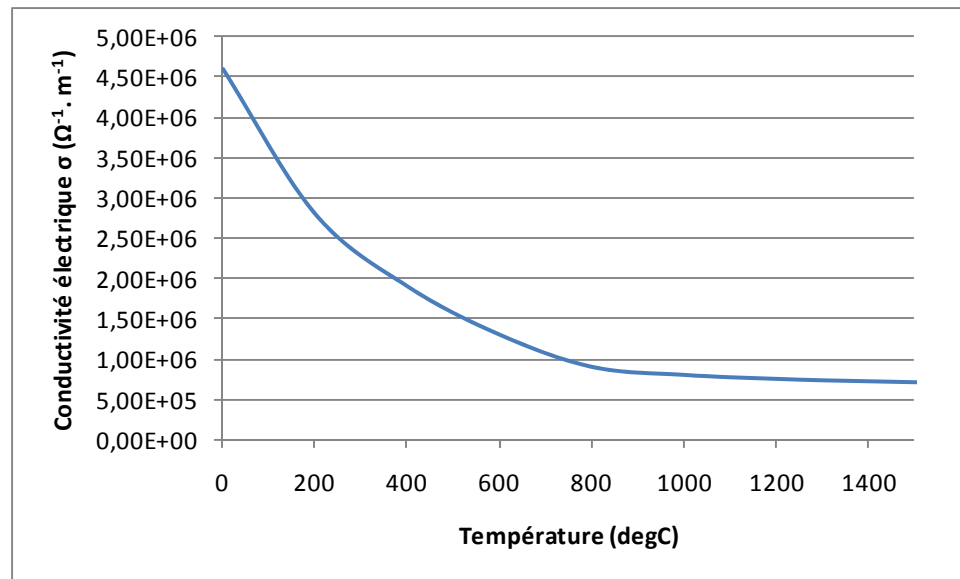


Figure 3.3 Conductivité électrique de l'AISI 4140.

Adaptée de ASM (2002)

3.2.2 Les paramètres thermiques

Le premier défi dans l'obtention des paramètres thermiques tels que la conductivité thermique et la chaleur spécifique du matériau utilisé, l'acier AMS 6414, concerne les grandes vitesses de chauffe auxquelles les traitements thermiques sont effectués. En effet, pour modéliser des temps de chauffe inférieurs à la seconde, la grande majorité des courbes décrivant l'évolution des paramètres thermiques en fonction de la température qui existent dans la littérature ne sont pas applicables car elles ont été obtenues à l'équilibre thermodynamique, c'est à dire pour des chauffes lentes voire très lentes.

L'étude de l'évolution des paramètres thermiques pour des chauffes rapides et l'obtention de ces données pour l'acier AMS 6414 sont des sujets d'étude à part entière de certains étudiants du programme de recherche dans lequel s'inscrit le présent travail. Cependant, les résultats de ces études n'étant pas encore obtenus, il a été décidé de conserver dans un premier temps les paramètres thermiques tels que décrits pour l'équilibre thermodynamique pour l'AISI 4340. L'évolution de ces paramètres est donnée dans la Figure 3.4 et la Figure 3.5 pour la conductivité thermique et la chaleur spécifique respectivement. Pour obtenir les

données aux températures non décrites par les courbes de la littérature, soit pour des températures supérieures à 900°C, une fonction d'interpolation linéaire a été utilisée dans le logiciel Comsol® (voir pointillés sur les figures 3.4 et 3.5).

En ce qui concerne les paramètres matériau décrivant le transfert de chaleur par convection et par rayonnement surfacique de l'AMS 6414, un coefficient de convection $h = 20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ a été choisi pour prendre en compte la rotation de la pièce pendant le traitement. Par manque d'information sur l'évolution de l'émissivité en fonction de la température, une valeur de $\epsilon_{\text{emi}} = 0,8$ correspondant à l'émissivité d'un acier faiblement allié, est gardé constante durant la chauffe.

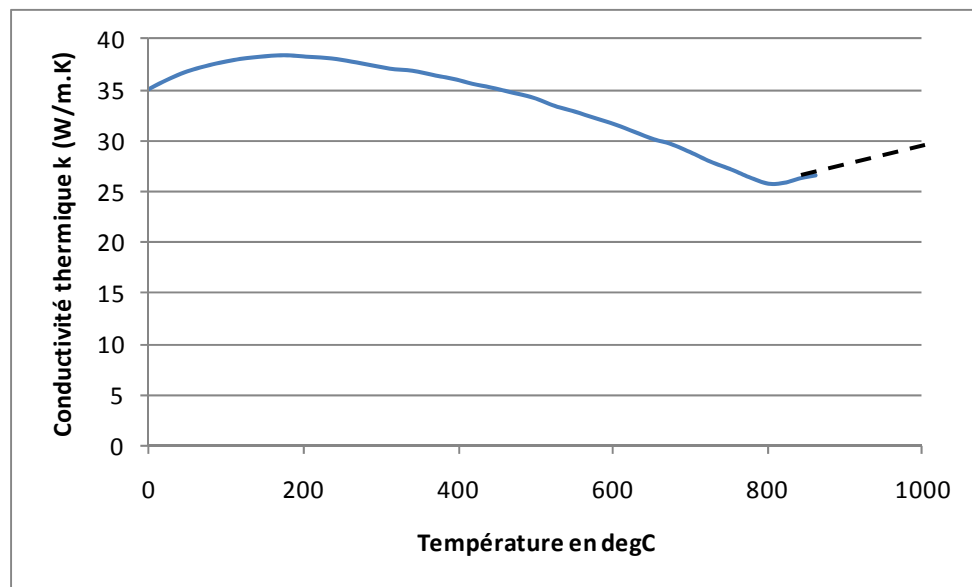


Figure 3.4 Conductivité thermique de l'AISI 4340.
Adaptée de United States. Dept. of Defense. (2003)

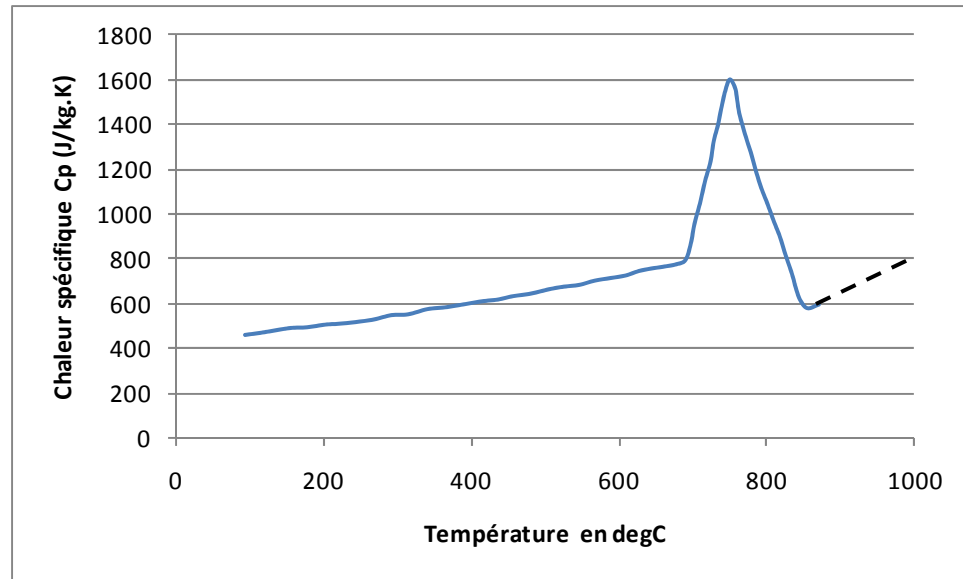


Figure 3.5 Chaleur spécifique de l'AISI 4340.
Adaptée de United States. Dept. of Defense. (2003)

Les autres paramètres matériaux, gardés constants pendant la chauffe sont présentés dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 Paramètres constants des domaines de simulation

	ρ (kg/m ³)	k (W/m.K)	C_p (J/kg.K)	σ ($\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$)
Air	1,293	0,026	1010	0
Inducteur	8700	400	358	$5,997 \cdot 10^7$
Pièce	7850	Figure 3.4	Figure 3.5	Figure 3.3

3.3 Les paramètres d'entrée du modèle pilotant les conditions de chauffe par induction

3.3.1 La géométrie

Dans le modèle, un inducteur de 7mm d'épaisseur, 8 mm de largeur et de 109,64 mm de diamètre intérieur a été utilisé. Ce qui correspond à la géométrie de l'inducteur utilisé expérimentalement. La géométrie de la pièce dépend de la variation géométrique étudiée. En ce qui concerne le domaine extérieur, un domaine en demi-cercle ($r = 100\text{mm}$) a été préféré avec des conditions aux frontières particulières permettant de réduire la taille de ce domaine par rapport à un domaine rectangulaire avec des conditions de frontières amagnétiques

3.3.2 La fréquence

Dans le module AC/DC du logiciel COMSOL®, la fréquence est une entrée. Elle est choisie par l'utilisateur et reste constante tout au long de la simulation de chauffe par induction. Cependant expérimentalement, il est observé que la fréquence varie légèrement (voir chapitres 4 et 5). Pour documenter l'effet d'une variation de la fréquence au cours de la chauffe, des simulations de chauffe sur un cylindre à différentes fréquences ont été effectuées. Les paramètres d'entrée de ces simulations sont une puissance constante égale à 80 kW pendant 0,5 secondes sur une même géométrie de cylindre maillée avec un maillage mixte décrit dans la section 3.5. La Figure 3.6 illustre la géométrie et le maillage utilisés. Les traits en pointillés rouges représentent les lignes de relevés des températures pour tracer les profils thermiques « au centre » et « à 0,2 mm du bord » dont il sera question durant tout le travail de recherche.

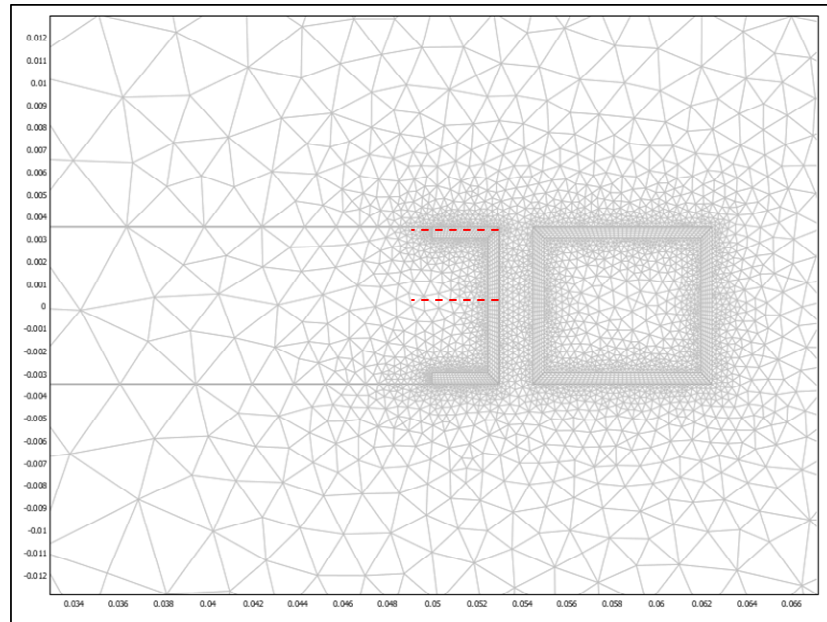


Figure 3.6 Géométrie de la pièce et de l'inducteur maillée avec le maillage mixte.

Comme le montre la Figure 3.7, des variations de fréquences entre 180 kHz et 240 kHz, n'ont que peu d'effet sur les profils thermiques au centre. Ceci ne permet pas d'affirmer que la fréquence n'influe pas le profil de dureté, mais seulement que des variations de l'ordre de 25% dans le régime des hautes fréquences ne sont pas significatives si l'on chauffe pendant 0,5 secondes. Cela se confirme d'ailleurs avec l'équation 1.1 où l'on remarque que la profondeur de pénétration est fonction de la racine carrée de la fréquence ce qui diminue l'influence de cette dernière pour des grandes valeurs de f . Néanmoins, pour les profils surfaciques relevés aux extrémités dans l'épaisseur du cylindre (voir la Figure 3.8), on peut noter une différence entre le profil à 180 kHz et les autres. Ceci peut être expliqué par l'effet de bord, concentrant la densité de courant de l'inducteur et de la pièce aux angles des géométries. Cet effet est accentué avec l'augmentation de la fréquence.

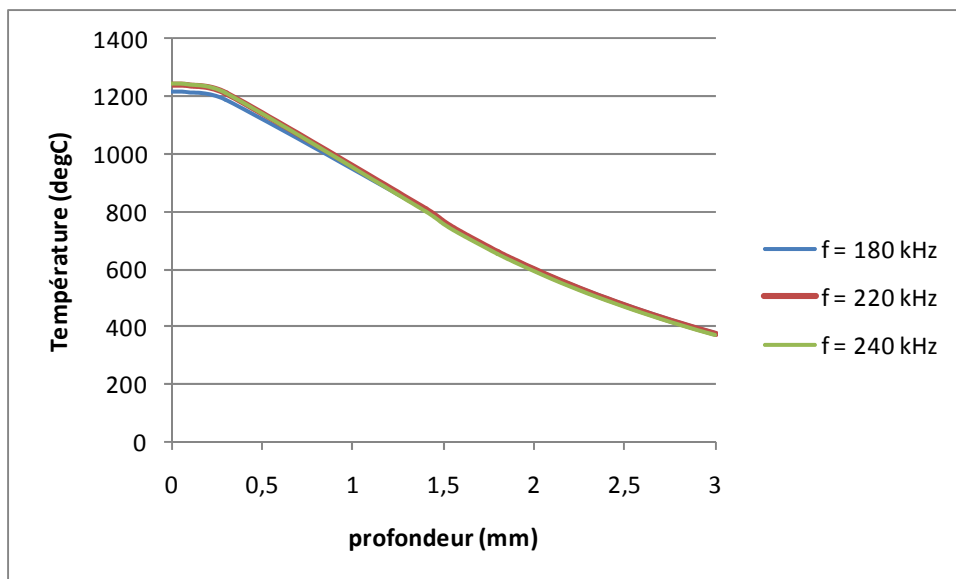


Figure 3.7 Profils thermiques au centre d'un cylindre après une chauffe simulée de 0,5 s pour trois niveaux de fréquence : 180, 220 et 240 Hz.

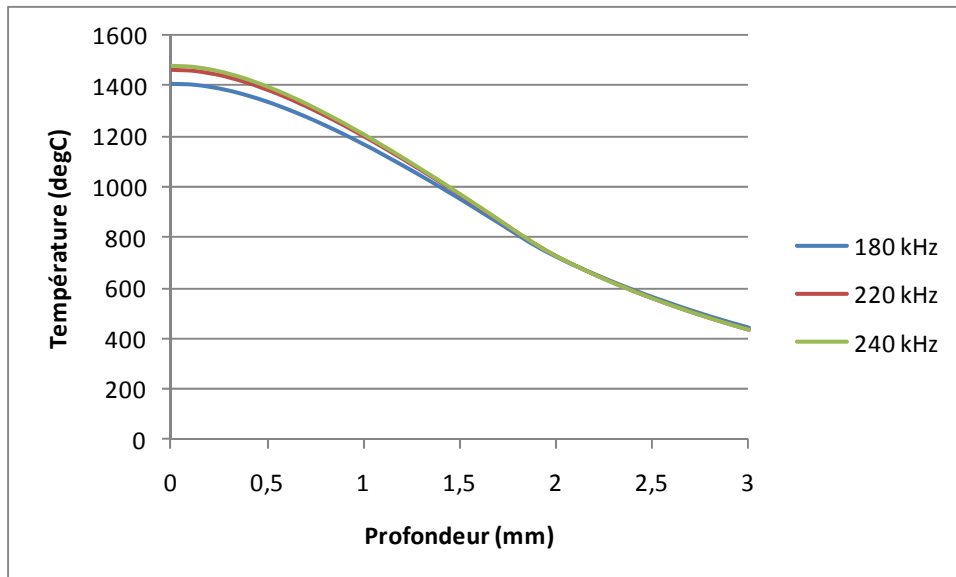


Figure 3.8 Profils thermiques à 0,2 mm du haut d'un cylindre après une chauffe simulée de 0,5 s pour trois niveaux de fréquence : 180, 220 et 240 Hz.

3.3.3 Le courant d'entrée I_0

Dans le module AC/DC de Comsol®, il est nécessaire d'initialiser le calcul avec une valeur du courant largement supérieure au courant réel dans l'inducteur. Cette valeur I_0 , n'a pas de signification physique, c'est le paramètre ajustable par l'utilisateur pour régler la puissance et le courant dans l'inducteur. Le calcul du courant dans l'inducteur se fait par intégration de la densité de courant J sur la surface de l'inducteur. La Figure 3.9 illustre la correspondance entre ces deux courants, pour la même géométrie présentée à la Figure 3.6 et une fréquence de 200 kHz.

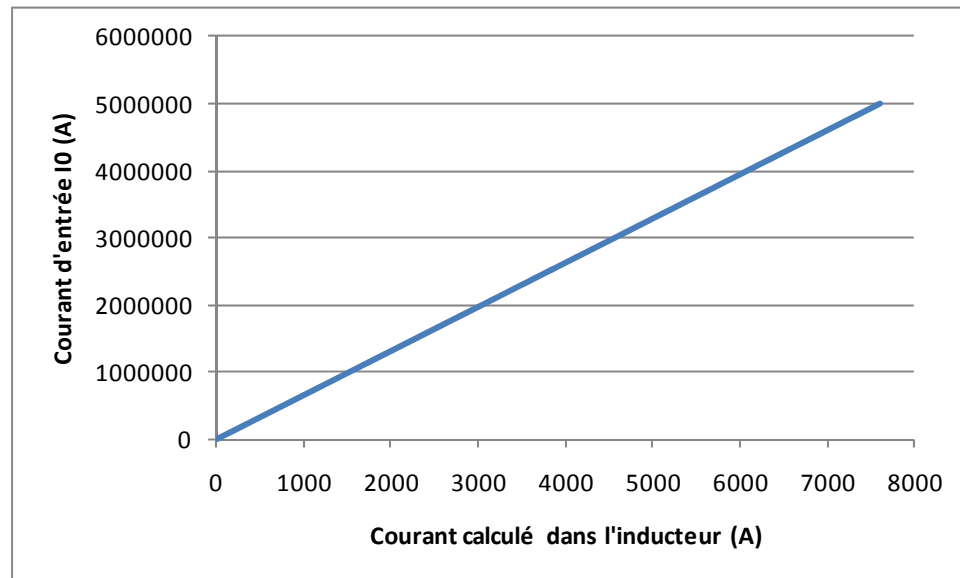


Figure 3.9 Courbe indiquant la correspondance entre le courant d'entrée I_0 de la simulation et le courant calculé dans l'inducteur.

3.4 Les approximations du modèle

Contrairement à la majorité des modèles de la littérature, les calculs développés avec Comsol® n'utilisent ni l'approximation du courant de déplacement, ni celle d'un matériau linéaire. En effet les équations décrites plus haut ne sont pas approximées et ne considèrent pas le courant de déplacement D négligeable. De plus la grande liberté offerte au niveau des

paramètres matériaux permet de prendre en compte des matériaux non linéaires comme les ferromagnétiques.

3.5 Description du modèle

En vue de mieux comprendre les variations de paramètres électriques et du profil de température en fonction des variations géométriques, des simulations ont été effectuées. Pour ce faire, le logiciel de simulation multiphysique Comsol® a été utilisé via l'éditeur et compilateur Matlab. Des cylindres ayant les mêmes dimensions testés expérimentalement ont pu être simulés. Des cylindres de dimensions intermédiaires ont également été simulés. Un programme écrit en langage Matlab a été implémenté dans le but d'automatiser le lancement d'une série de simulations en faisant varier le couplage ou l'épaisseur de la pièce. De même, l'extraction en cours de calcul des données telles que la température, la puissance ou bien le courant en différents nœuds du maillage a été automatisée via Matlab

Lors des expériences, une consigne de puissance constante était appliquée pour les différentes géométries. Par analogie, le modèle a été écrit de façon à ce que la puissance transmise calculée par simulation soit constante et égale à une portion de la puissance mesurée expérimentalement pour chaque cylindre modélisé. Pour cela, le programme modifie le courant I_0 imposé au système toutes les 0,025 secondes, afin de garder la puissance constante (une chauffe dure au totale 0,5 seconde). La puissance dans la simulation est la puissance totale perdue par effet Joules calculée sur l'ensemble du domaine (voir équations 3.8 à 3.11). Car le choix a été fait de négliger la puissance magnétique, qui est très faible (800 W dans notre cas) par rapport à la puissance thermique à cause des propriétés magnétiques du matériau. Or il a été estimé que la machine présente un rendement moyen de 80%. La puissance imposée lors des simulations est donc de 80 kW en comparaison aux 100 kW imposés en consigne expérimentalement. Tous les autres paramètres (thermiques, magnétiques, électriques) sont identiques à ceux présentés au chapitre 3.

Les propriétés thermiques et électromagnétiques de chaque matériau ont été rentrées dans les différents sous-domaines correspondants. De plus des conditions aux frontières ont été mises en place sur les côtés extérieurs de la pièce pour prendre en compte les phénomènes de

convection et de rayonnement, ainsi que la rotation de la pièce. La Figure 3.10 illustre le maillage et les conditions aux frontières utilisées pour construire le modèle de simulation.

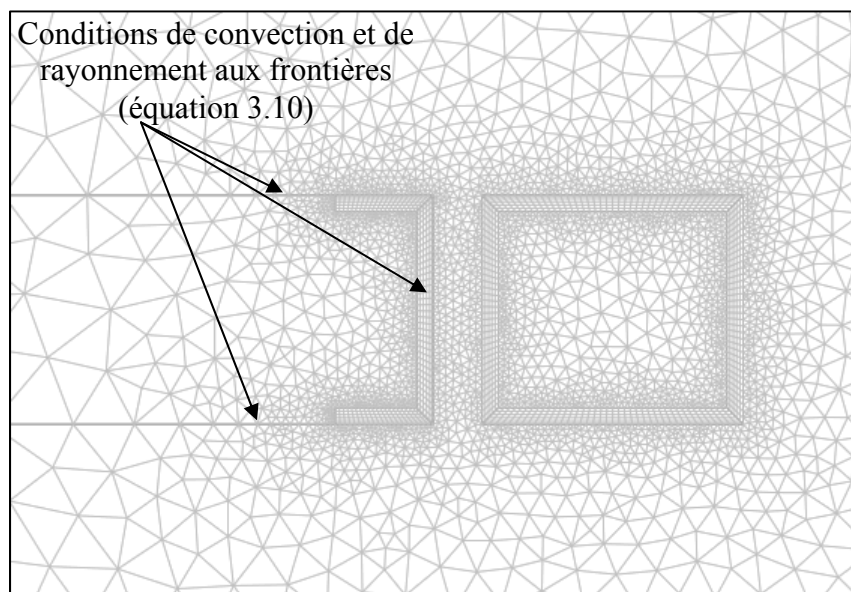


Figure 3.10 Maillage et conditions aux frontières utilisées dans le modèle.

3.6 Influence du type de maillage et convergence du modèle

Pour justifier le type de maillage adopté, deux maillages différents ont été utilisés, tels que montrés dans la Figure 3.11. Le maillage libre raffiné a été comparé puis remplacé par le maillage mixte suite à plusieurs discussions avec des chercheurs de l'Université de Padoue, en Italie, qui utilisent ce type de maillage avec le logiciel Flux 2D®. Le maillage mixte consiste à utiliser des mailles quadrangles dans une couche superficielle de la pièce et de l'inducteur, au moins aussi large que la profondeur de pénétration. Il est nécessaire d'avoir un maillage très raffiné dans l'épaisseur de cette couche car les champs magnétiques sont concentrés en surface et les paramètres électromagnétiques varient beaucoup dans cette région.

C'est le critère électromagnétique qui est déterminant pour le choix du type de maillage, et plus précisément le courant. On peut remarquer que les distributions de courant dans la pièce présentées dans la Figure 3.12 sont identiques car pour les deux types de maillage, la surface

de la pièce est maillée finement. Cependant la grande différence dans la taille des éléments dans le maillage triangulaire de l'inducteur, implique une trop grande approximation du calcul. Cela se traduit par une surévaluation de la densité de courant dans le centre de l'inducteur comme le montre la Figure 3.13. Cette différence de calcul se retrouve dans la valeur du courant intégré sur la surface de l'inducteur, comme le montre le Tableau 3.1.

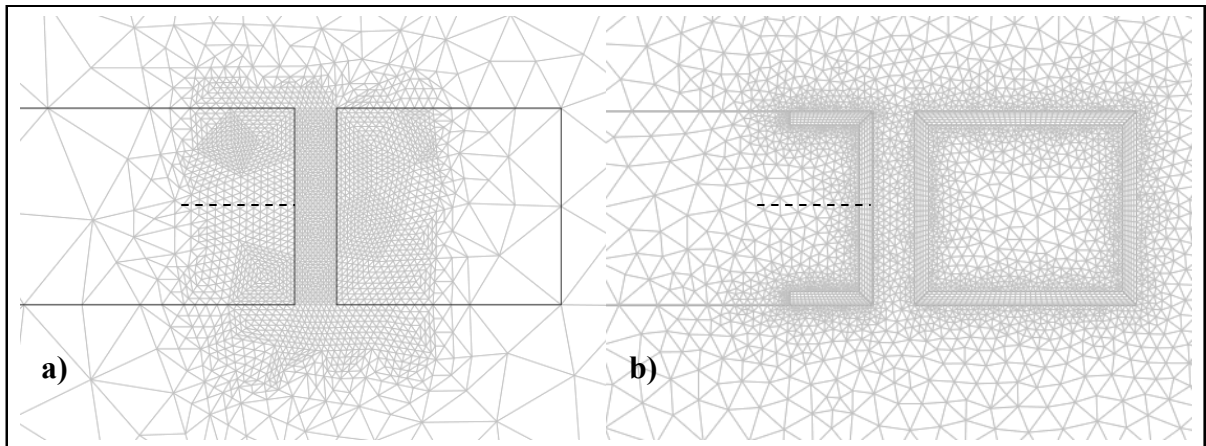


Figure 3.11 Les différents types de maillages étudiés, a) maillage triangulaire raffiné (5547 éléments), b) maillage mixte (7558 éléments).

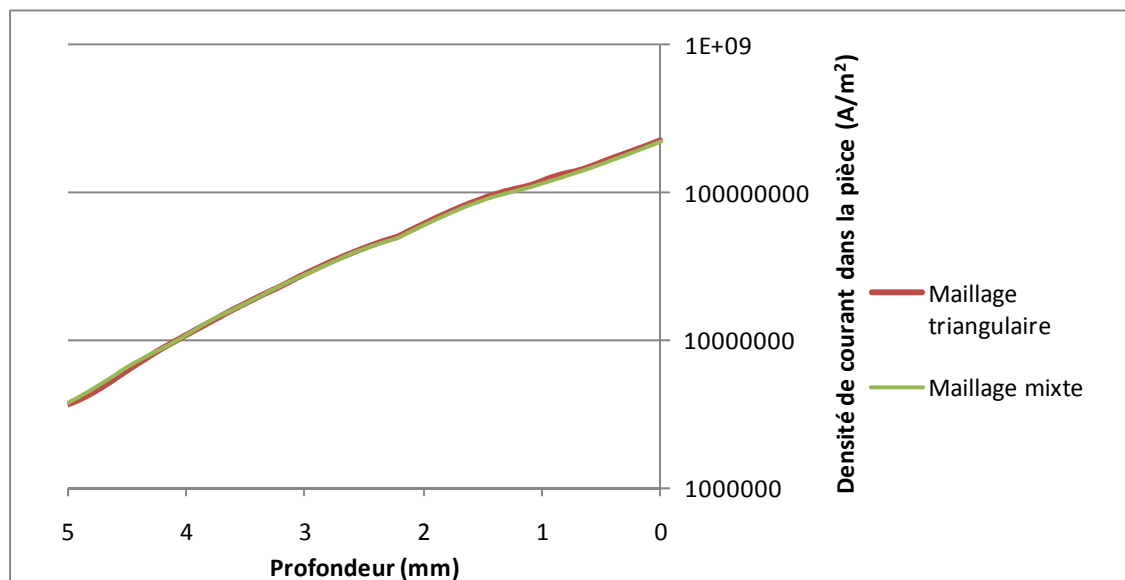


Figure 3.12 Densité de courant au centre dans la pièce en fonction de la profondeur.

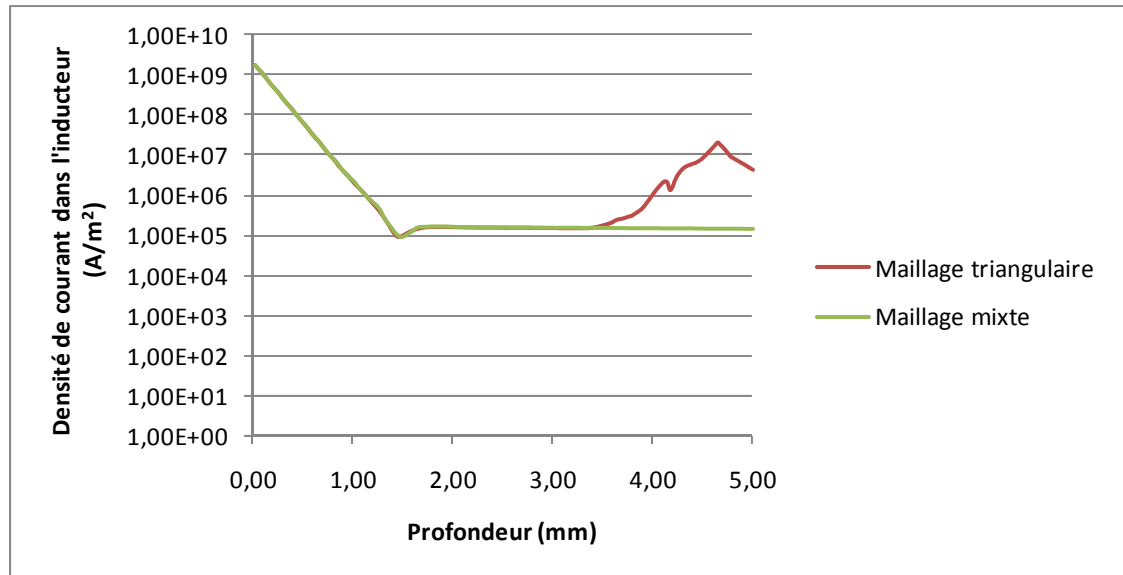


Figure 3.13 Densité de courant dans l'inducteur en fonction de la profondeur.

Tableau 3.2 Influence du type de maillage sur la puissance transmise, le courant dans l'inducteur et le temps de calcul (même I0)

Type de maillage	Puissance (kW)	Courant (A)	Temps de calcul (s)	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds
Triangulaire	80	4600	82	5547	2796
Mixte	80	3937	99	7558	4414

Bien que le temps de calcul pour le maillage triangulaire raffiné, soit plus court que pour le maillage mixte, raffiner tous les cotés de l'inducteur avec un maillage triangulaire pour avoir un calcul plus réaliste donne un courant intégré de 3974 A, ce qui n'est pas encore suffisamment précis par rapport au courant pour un maillage mixte.

En plus de procurer un plus grand réalisme des calculs du courant, le maillage mixte offre l'avantage de faire des calculs plus homogènes sur la couche superficielle, permet d'avoir

plus de nœuds, donc plus de degrés de libertés à calculer avec moins d'éléments qu'un maillage uniquement triangulaire. Le maillage mixte offre pour finir un meilleur contrôle du maillage que le maillage triangulaire et surtout une plus grande reproductibilité du raffinement du maillage pour des géométries différentes d'après mon expérience et celle des étudiants de l'université de Padoue.

En ce qui concerne la convergence du calcul du courant dans l'inducteur pour le maillage mixte, on voit sur la Figure 3.14, que le calcul du courant dans l'inducteur converge rapidement en fonction du nombre d'éléments. Le nombre d'éléments est augmenté à la fois en surface (éléments carrés) et dans le reste du modèle (éléments triangles). Le point rouge sur la courbe représente le nombre d'éléments du maillage utilisé dans la présente maîtrise. On remarque que le courant a convergé pour un plus petit nombre d'éléments. Ce qui permet de valider le choix du maillage utilisé pour la suite du travail.

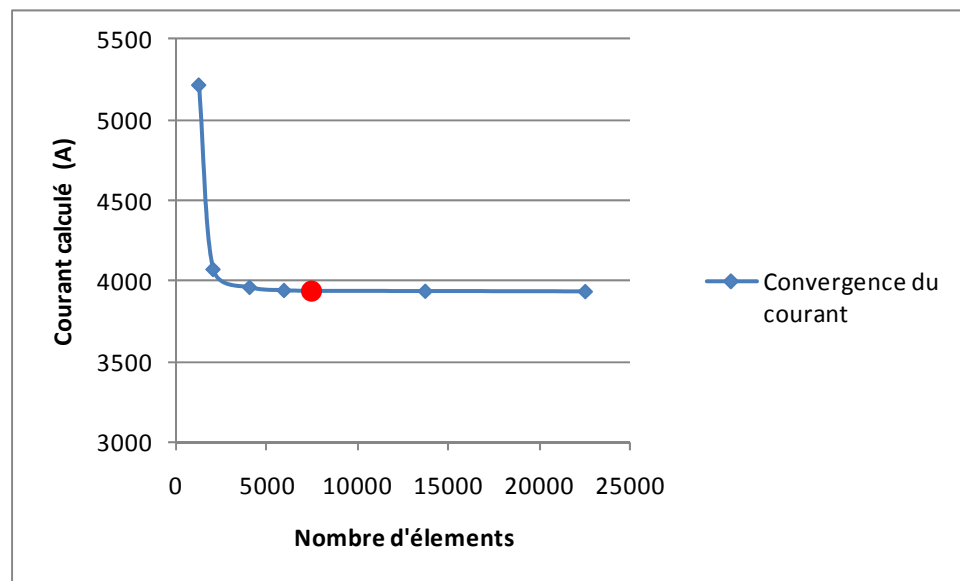


Figure 3.14 Convergence du courant calculé sur la section de l'inducteur.

L'annexe VI présente une comparaison entre une simulation avec des géométries comportant des angles droits et des congés de 1 mm de rayon. Ceci dans le but de montrer que seules les températures en surface sont dépendantes de l'effet de bord.

3.7 Couplage Matlab - Comsol®

Le logiciel Comsol® travaille avec une base Matlab, ce qui permet d'implémenter des sous-routines écrites en langage Matlab qui s'associent à Comsol® pour faire de la simulation multiphysique. Grâce à cet outil, des programmes ont été écrits dans ce travail pour simuler la chauffe à puissance constante ou courant constant, pour varier la géométrie de la pièce, ou effectuer un post-traitement systématique en relevant les profils de température en différents points ou identifiant l'ensemble des points ayant atteints la température de transformation austénitique Ac3. La Figure 3.15 schématise le fonctionnement d'un tel programme pour une chauffe simulée à puissance constante.

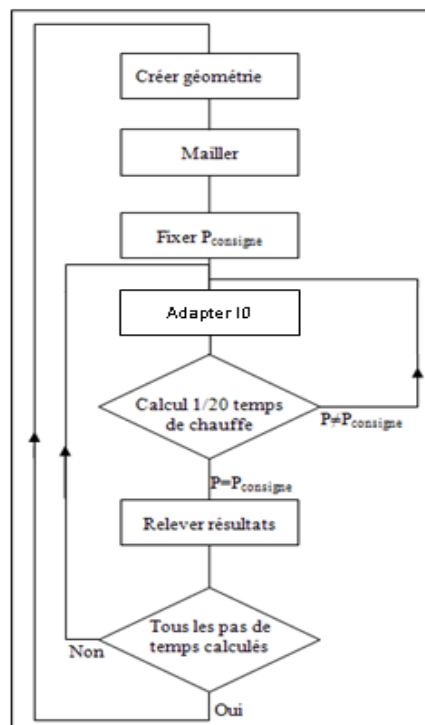


Figure 3.15 Schématisation du programme sur la variation géométrique à puissance constante.

3.8 Conclusion

Le logiciel de simulation Comsol® n'utilise pas les approximations habituellement adoptées dans les modèles de la littérature. Il permet donc de réaliser des calculs électromagnétiques plus réalistes. Cependant les équations comportent les données matériaux qui doivent elles-mêmes aussi être les plus réalistes possible. Or les vitesses de chauffe utilisées ici impliquent des incertitudes sur ces paramètres matériaux qui pour beaucoup ne sont connus que en état d'équilibre thermodynamique. Si une approximation a dû être effectuée dans la valeur des paramètres matériaux adoptés pour le présent travail, les résultats présentés dans les trois prochains chapitres donnent toute fois des tendances tout à fait valables.

On a vu dans les chapitres précédents que la fréquence était un paramètre important du procédé de chauffe par induction. Si expérimentalement elle varie pendant une chauffe par induction sur la machine de l'ÉTS, le paramètre fréquence reste constant dans les simulations via le logiciel Comsol®. Il a été vérifié que la gamme de variation expérimentale de la fréquence n'a que peu d'influence sur les températures dans la pièce.

En ce qui concerne le calcul lui-même, le maillage mixte adopté est bien adapté pour modéliser la chauffe superficielle à haute fréquence d'un matériau ferromagnétique. Ce type de maillage permet de simuler la chauffe superficielle par induction qui est le résultat de phénomènes électromagnétiques tous concentrés sur une couche surfacique dans laquelle les paramètres électromagnétiques du matériau varient beaucoup.

De plus le couplage entre Matlab et Comsol® permet de développer des modèles correspondants au mode de fonctionnement de la machine utilisée pour les expériences.

CHAPITRE 4

INFLUENCE DU COUPLAGE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE PROFIL DE DURETÉ

4.1 Procédure expérimentale

4.1.1 Description de l'expérience menée

Le couplage est la distance entre le diamètre intérieur de l'inducteur et le diamètre externe de la pièce ($d_c - d_p$). Pour pouvoir étudier son influence sur le profil de dureté, il est donc possible de faire varier l'un ou l'autre des deux diamètres. Étant donné le coût du cuivre et de la difficulté d'usiner un inducteur, utiliser plusieurs inducteurs de diamètre interne différents n'était pas envisageable. Cela est ce qui a amené à établir un plan expérimental faisant varier le diamètre extérieur de la pièce tout en conservant un même inducteur, comme l'illustre la Figure 4.1.

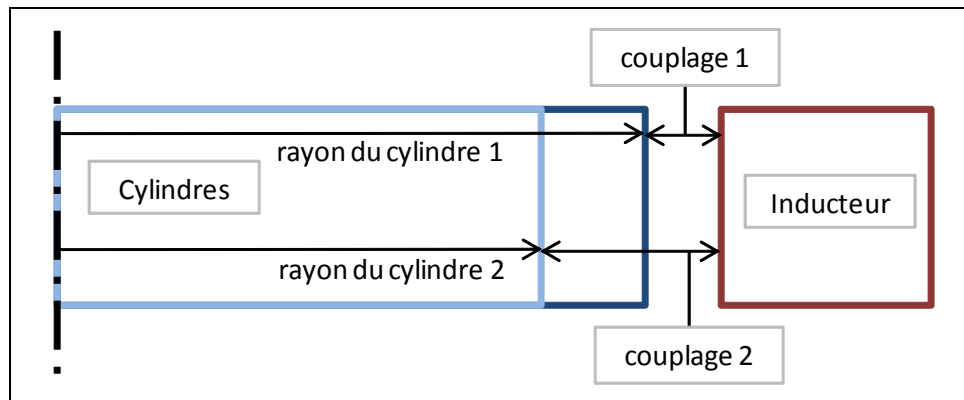


Figure 4.1 Schéma explicatif de la variation du couplage en modifiant le diamètre extérieur des cylindres.

Des cylindres en acier AMS 6414 ont été usinés à différents diamètres. La hauteur des cylindres est maintenue constante et est égale à celle de l'inducteur, soit 7 mm. Les cylindres ont subi une série de traitements thermiques au four les amenant à une dureté globale

d'environ 450 HV. Ces traitements consistaient en une austénitisation à 850°C pendant 45 minutes suivie d'une trempe par immersion à l'eau polymérisée (10%), pour finir par un revenu à 380°C pendant 90 minutes. Le détail des géométries des différents cylindres et du couplage correspondant est donné dans le Tableau 4.1.

Tableau 4.1 Caractéristiques des cylindres utilisés pour étudier l'influence du couplage

Référence Cylindre	Diamètre extérieur cylindre (mm)	Hauteur cylindre (mm)	Diamètre intérieur inducteur (mm)	Valeur couplage (mm)
c-0,5	108	7	109	0,5
c-1,5	106	7	109	1,5
c-2,5	104	7	109	2,5
c-3,5	102	7	109	3,5
c-4,5	98	7	109	4,5

Avant chaque chauffe, le cylindre a été aligné en hauteur par rapport à l'inducteur au moyen de 4 mesures effectuées via un comparateur. La recette de chauffe appliquée, est la même pour chaque cylindre. Les expériences ont été menées avec un pilotage de la machine à puissance constante de 100 kW pendant 0,5 seconde en HF seulement. Dans ces conditions, les profils de dureté sont typiques du besoin de l'industrie (profondeurs traitées de 1,5 à 2,5 mm). Le choix d'utiliser la HF dans cette étude vient du fait qu'elle dépend de la géométrie de la pièce et de l'inducteur, alors que la MF reste fixe.

Durant la chauffe, les cylindres tournent à la vitesse de rotation maximale autorisée sur la machine soit 600 tr/min. Cela permet de s'affranchir du manque de précision géométrique sur la circularité de l'inducteur utilisé (voir la Figure 4.2).

Suite à la chauffe, les cylindres sont trempés avec une douche d'eau polymérisée à un taux de 12,5%. Un délai de 0,5 seconde s'écoule entre la fin de la chauffe et la trempe. Ce délai correspond au temps de déplacement vertical de la pièce entre l'inducteur et le centre de la douche. Les échantillons sont alors découpés, et des profils de dureté sont mesurés à 0,2 mm des faces supérieures et inférieures, ainsi qu'au centre des cylindres, comme expliqué à la section 4.1.2.4 de ce même chapitre.

Le cylindre c-0,5 n'apparaît pas dans les résultats car des arcs électriques pendant la chauffe ont faussé les résultats. La circularité approximative de l'inducteur utilisé, amène en certains points à un couplage encore plus faible que 0,5 mm et donc au phénomène d'arc électrique.

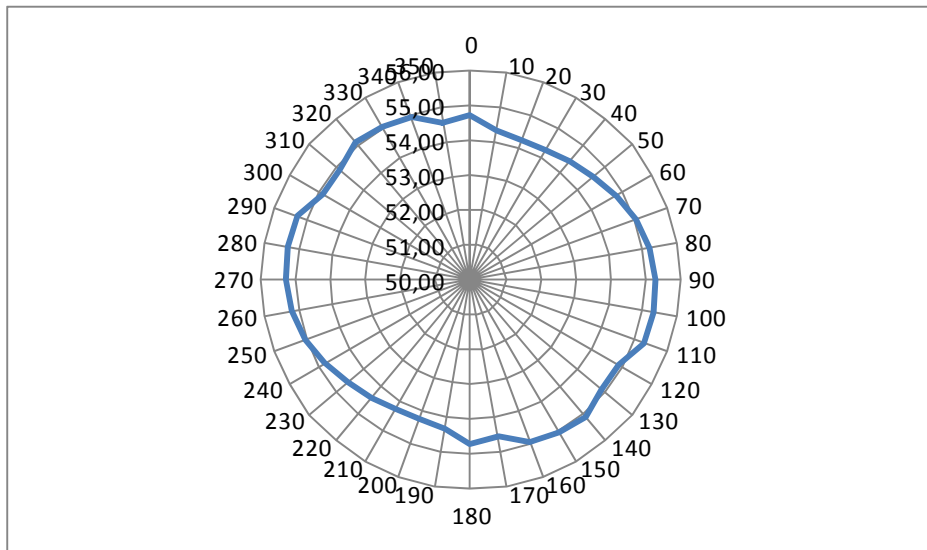


Figure 4.2 Circularité de l'inducteur utilisé, mm en ordonnée et degrés en abscisse ; le diamètre a été mesuré tout les 10 degrés.

Pendant la chauffe, les relevés de la puissance transmise, de la fréquence et du courant ont été enregistrés et consultés afin de pouvoir analyser comment ces paramètres varient en fonction du temps et du couplage. Ces relevés permettront également de valider les données obtenues par simulation numérique.

4.1.2 Analyse des résultats expérimentaux

4.1.2.1 Influence du couplage sur la puissance transmise

Les relevés de la puissance transmise pendant la chauffe permettent de contrôler si le traitement s'est déroulé dans les bonnes conditions. C'est-à-dire, si la puissance était bien constante tout au long de la chauffe et si elle était bien égale à la valeur de consigne entrée préalablement par l'opérateur. Les puissances des traitements sur les cylindres c-1,5 à c-5,5 sont présentées dans la Figure 4.3. Les pics de puissance en début de chauffe pour les cylindres c-1,5 et c-2,5 sont certainement dus au fait que la variation de la puissance en début de chauffe pour ces faibles couplages est plus rapide que le système d'asservissement.

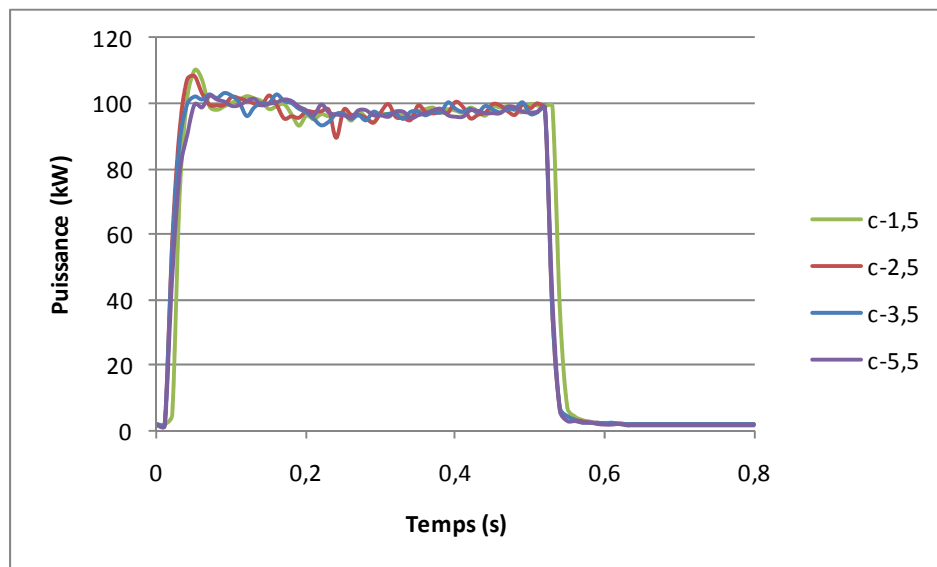


Figure 4.3 Puissance transmise pour chaque cylindre.

4.1.2.2 Influence du couplage sur la fréquence

Comme cela a été expliqué dans le chapitre 2, la fréquence est indirectement influencée par la géométrie car elle dépend de l'inductance du couple cylindre et inducteur. Dans les faits, on peut donc remarquer que plus le couplage augmente plus la fréquence diminue. Ceci

s'explique avec les équations 1.2 et 1.3. En effet plus le couplage augmente, plus l'inductance augmente, et donc la fréquence diminue.

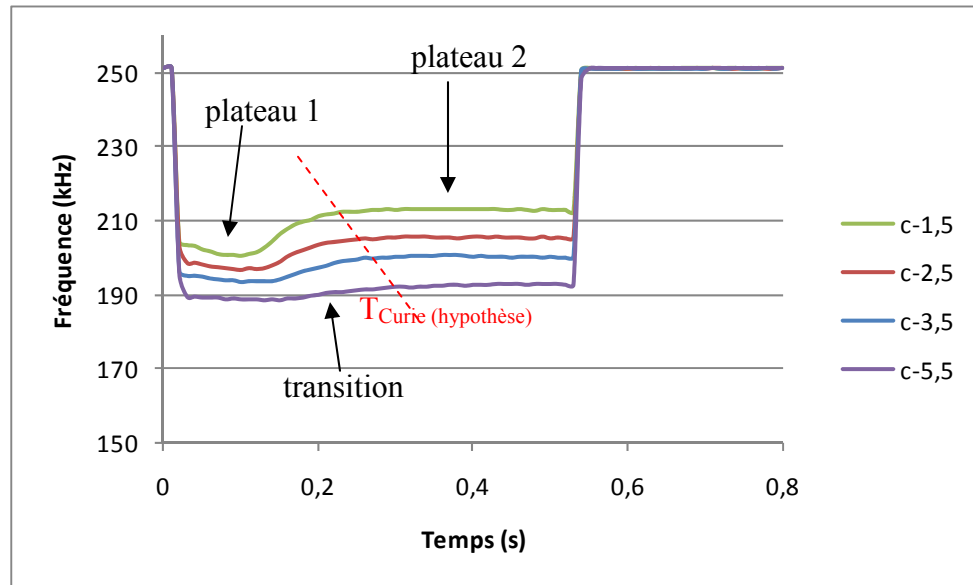


Figure 4.4 Fréquence mesurée pendant la chauffe pour chaque cylindre.

Au cours d'un traitement à puissance constante, la fréquence suit une forme bien particulière : deux plateaux et une zone de transition entre les deux. Au début de la chauffe lorsque la température est inférieure à la température de Curie, l'inductance a une valeur donnée qui définit une fréquence particulière (plateau 1). Lorsque la surface approche la température de Curie, μ_r dans cette région commence à décroître, l'inductance diminue et donc la fréquence augmente. Une fois la température de Curie dépassée, μ_r est égale à l'unité et alors l'inductance et la fréquence ont une valeur stable (plateau 2). Lorsque le couplage augmente, la transition entre le premier et le deuxième plateau se fait dans des temps de plus en plus longs. Ce résultat peut s'expliquer si l'on prend en compte la profondeur de pénétration. Plus le couplage est faible plus la profondeur de pénétration est faible et donc la puissance est concentrée sur une plus petite zone, ce qui a pour effet d'amener cette zone à la température de Curie plus rapidement. De plus, la différence des valeurs entre les deux plateaux diminue avec l'augmentation du couplage. En effet, la profondeur de pénétration, elle, augmente puisque la fréquence diminue, ce qui diminue l'influence de la chute de la

perméabilité magnétique sur l'inductance et donc la différence de fréquence entre avant et après la température de Curie.

4.1.2.3 Influence du couplage sur le courant.

A puissance constante le courant dans l'inducteur augmente avec le couplage comme le montre la Figure 4.5. Ceci n'est pas du à l'augmentation de l'inductance mais au fait que l'intensité du champ magnétique dans la pièce décroît avec le carré du couplage (EFD Induction S.A., 2006). La zone d'air entre la pièce et l'inducteur agit alors comme un entrefer dans un transformateur. Pour garder la puissance constante, le courant doit augmenter pour augmenter l'intensité du champ magnétique à la surface de la pièce et ainsi maintenir la puissance machine constante. Il faut rappeler que la mesure du courant est faite dans le filtre à la suite des condensateurs de compensation (voir la Figure 2.2 et Annexe I). De ce fait, la valeur du courant mesuré comprend beaucoup de pertes (estimées à 20%) et ne correspond pas au courant circulant réellement dans l'inducteur.

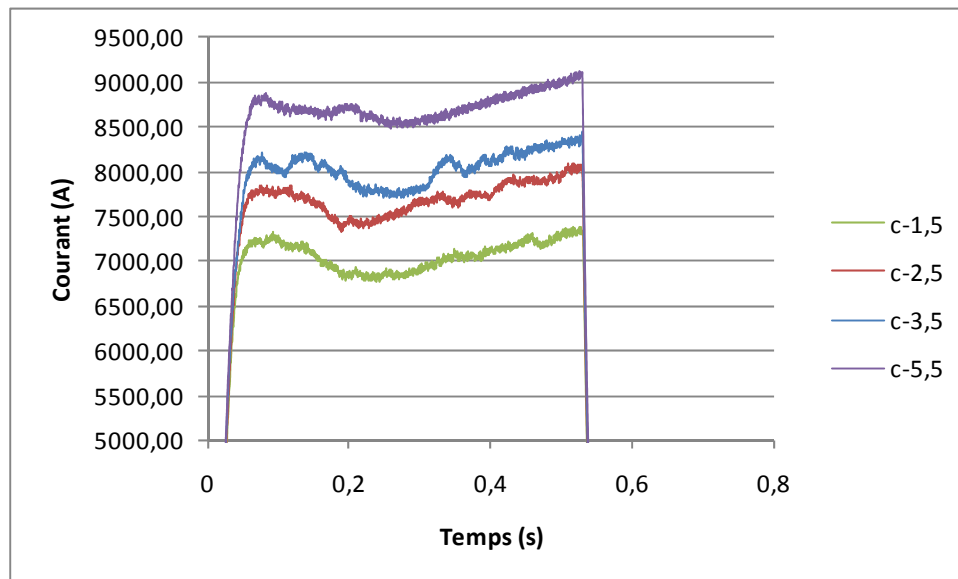


Figure 4.5 Courant consommé pendant la chauffe pour chaque cylindre.

4.1.2.4 Influence du couplage sur le profil de dureté

La Figure 4.6, montre les réseaux d'empreintes de microdureté qui ont été relevés dans le but d'analyser le profil de dureté à 0,2 mm des bords supérieurs et inférieurs ainsi qu'au centre des cylindres.

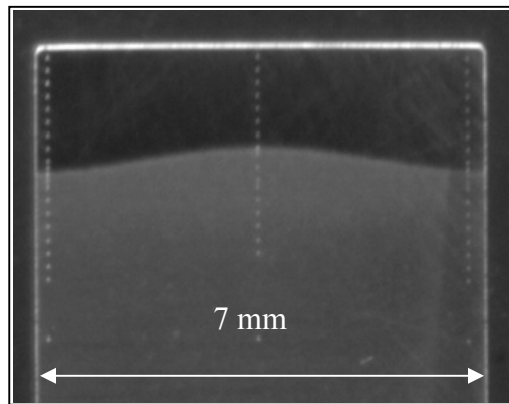


Figure 4.6 Photographie de la coupe du cylindre c-1,5.

Pour exemple, les profils de dureté relevés après traitement sur le cylindre c-1,5 sont tracés sur la Figure 4.7. Sur chaque courbe on peut remarquer trois zones de dureté bien distinctes. La zone surfacique où il y eu austénitisation de la martensite de départ. Cette **zone transformée** en martensite « fraîche » lors de la trempe présente une dureté élevée située autour de 630 HV. La **zone de sur-revenue** correspond à la partie du cylindre où la température n'a pas atteint A_{c1} mais a été suffisamment élevée pour causer un revenu de la microstructure et donc diminuer la dureté par rapport au niveau de dureté du matériau de base (Ducassy, 2010). Enfin la **zone à cœur** qui correspond à la partie non affectée par le chauffage par induction et qui présente une dureté d'environ 450 HV.

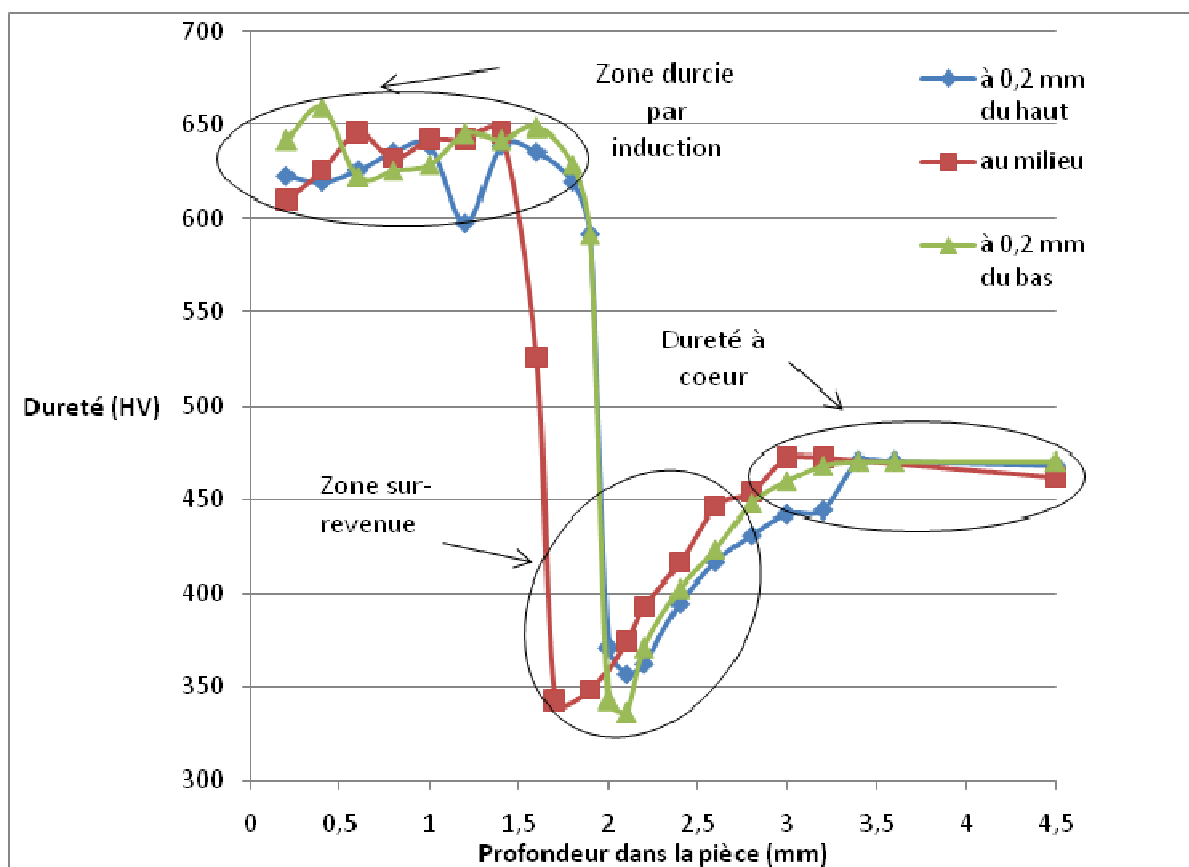


Figure 4.7 Profils de dureté du cylindre c-1,5.

La lecture des profils de dureté permet de quantifier la variation de la profondeur transformée dans la hauteur de la pièce. La profondeur transformée est pour cet exemple de 1.4 mm au centre et de 1.8 mm sur les bords (voir Figure 4.7). Il est intéressant de noter la bonne superposition des courbes à 0,2 mm des bords supérieur et inférieur. Cela traduit la symétrie du profil transformé dans la hauteur de la pièce. Par la suite, seuls les profils à 0,2 mm du bord supérieur seront reportés pour chaque cylindre, la bonne symétrie du profil de dureté ayant été maintenue au long des essais.

Les résultats de variation du couplage, reportés sur la Figure 4.8 et la Figure 4.9, montrent que les profils aux centres des cylindres sont plus affectés que ceux aux extrémités. On peut expliquer cela d'une part avec les effets de bord qui concentrent les champs magnétiques sur les bords des pièces restent constants et d'autre part avec l'effet de proximité qui se fait de

moins en moins important avec l'augmentation du couplage. Donc le champ magnétique est moins concentré en surface ce qui induit des courants plus diffus et donc chauffe moins profondément la pièce.

Un couplage plus petit permet une meilleure efficacité du procédé de chauffe par induction car la puissance à l'origine de l'effet Joules est concentrée sur une plus petite zone à cause de la faible profondeur de pénétration, comme il a été dans la section 4.1.2.2 sur l'évolution de la fréquence. Cependant comme nous l'avons vu précédemment avec le couplage c-0,5, un couplage trop faible peut endommager la pièce à cause d'arcs électriques entre l'inducteur et la surface de la pièce.

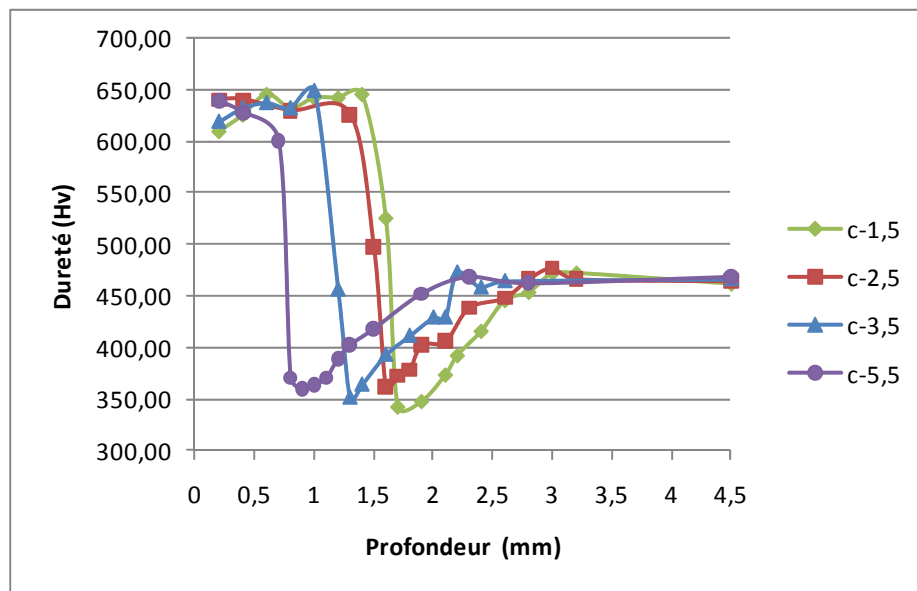


Figure 4.8 Profils au milieu des cylindres.

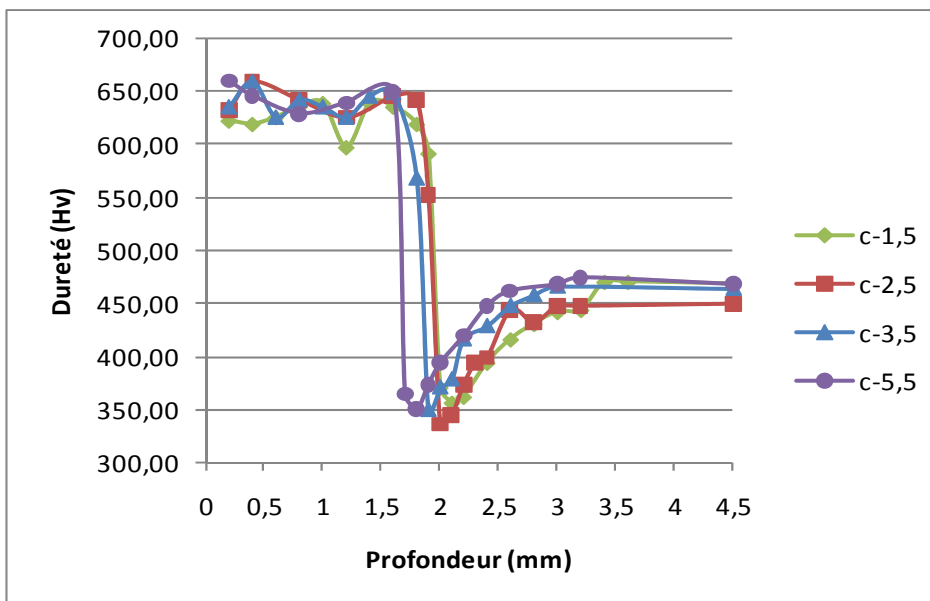


Figure 4.9 Profils à 0,2 mm du bord supérieur de chaque cylindre.

Les photographies des coupes des cylindres présentées à la Figure 4.10 permettent de bien se rendre compte de l'influence de ces effets sur la zone durcie.

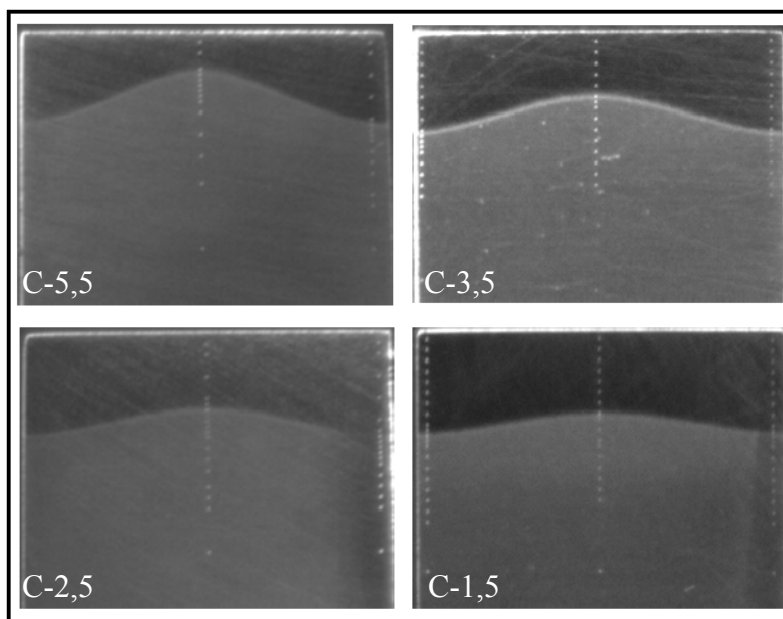


Figure 4.10 Photographies des coupes des cylindres utilisés pour l'expérience sur le couplage.

Comme le montre la Figure 4.11, il apparaît que la combinaison de ces phénomènes entraîne une évolution linéaire de la profondeur durcie au centre et aux bords en fonction du couplage.

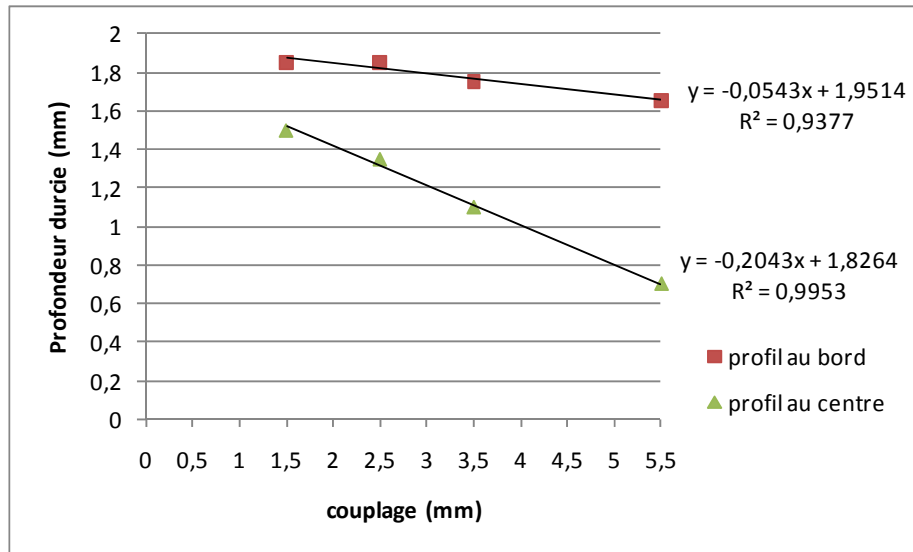


Figure 4.11 Profondeur durcie au bord et au centre en fonction du couplage.

4.2 Analyse et comparaison des résultats issus de la simulation

4.2.1 Influence du couplage sur la puissance simulée

Tout comme c'était le cas pour les expériences, le calcul de la puissance permet de piloter le modèle numérique et de vérifier que le modèle est capable de reproduire la réalité. La puissance a bien été conservée relativement constante et est égale à 80 kW pendant la durée de la chauffe (voir la Figure 4.12).

Les différentes fluctuations que l'on peut observer sont dues au fait que la consigne en entrée est modifiée toutes les 0,025 secondes afin de garder la puissance constante.

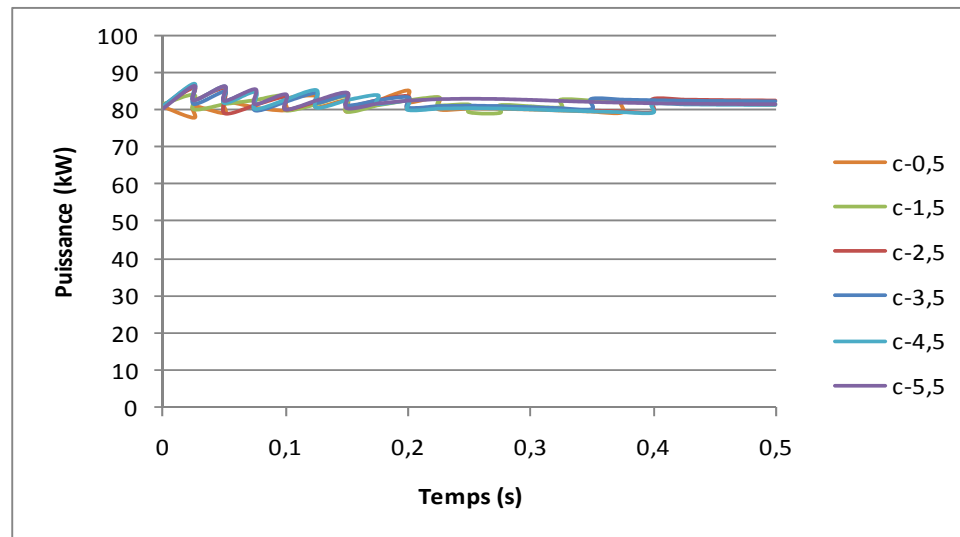


Figure 4.12 Évolution de la puissance au cours de la simulation numérique de chauffe par induction des cylindres de couplages différents.

4.2.2 Influence du couplage sur le courant simulé

Le courant calculé numériquement n'a pas exactement la même allure que le courant mesuré expérimentalement sur la machine de chauffe par induction. Cependant, il y a quelques similitudes intéressantes. Au début de la chauffe, le courant simulé reproduit la décroissance du courant avec le temps. Il montre également le fait que le courant remonte après un certain temps mais cette remontée est beaucoup moins accentuée que dans la réalité (voir la Figure 4.13).

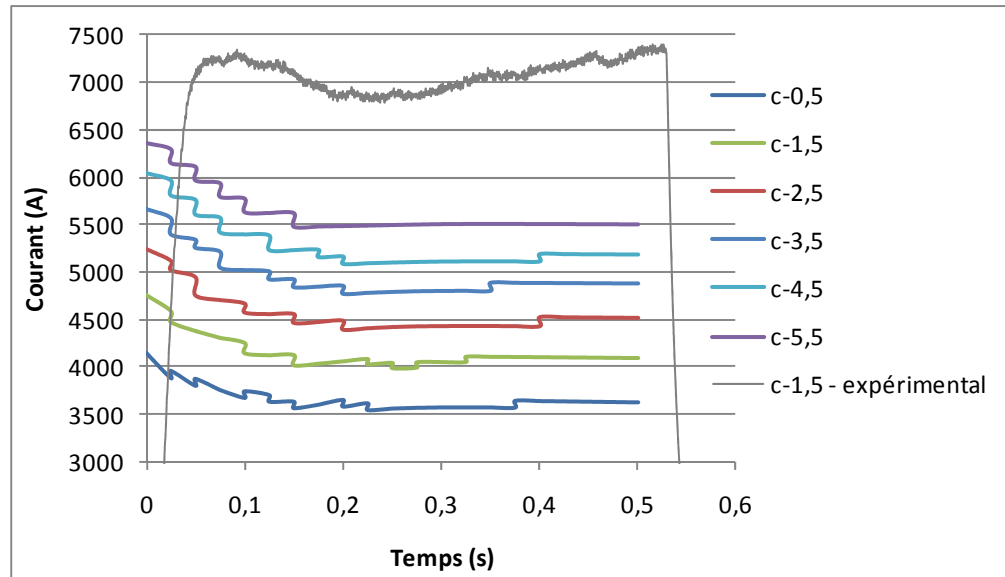


Figure 4.13 Évolution du courant consommé calculé par simulation numérique.

Les valeurs respectives du courant simulé ainsi que les valeurs mesurées expérimentalement au début de la chauffe sont reportées sur la Figure 4.14 en fonction du couplage. Un décalage entre les deux niveaux de courant peut être noté. Le décalage des niveaux absolus du courant peut être expliqué par les pertes entre le point de mesure du courant sur la machine et l'inducteur. À cela peut être ajouté l'effet du filtre des générateurs, voir la Figure 2.2, dans lequel une partie du courant est perdue. Cependant les variations en fonction du couplage présentent une tendance linéaire très similaire avec une pente sensiblement identique. Cela semble montrer que la simulation rend assez bien compte des variations de courant dans la pièce en fonction du couplage. De plus le fait que le courant simulé ne croisse pas ou peu en fin de chauffe en fonction du temps est sûrement dû à la perméabilité magnétique. Ce phénomène sera étudié et commenté plus en détail dans le chapitre 6.

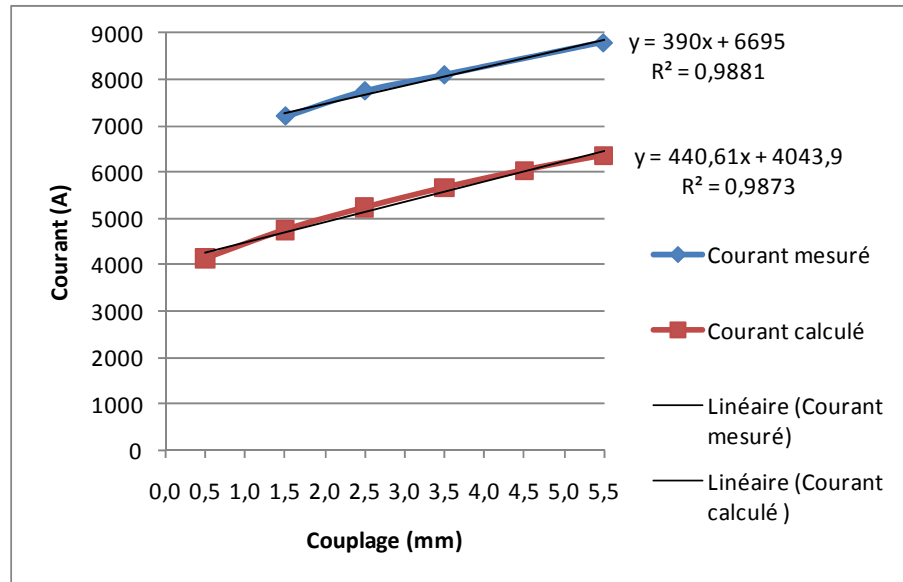


Figure 4.14 Courants mesurés et simulés en fonction du couplage.

4.2.3 Influence du couplage sur le gradient thermique simulé

La sub-routine Matlab a permis également de récupérer automatiquement les profils thermiques correspondants aux profils de dureté mesurés expérimentalement lors des expériences. Ces profils de température à la fin de la simulation sont reportés sur la Figure 4.15 et la Figure 4.16.

Sur la Figure 4.15, le profil thermique simulé du cylindre de référence c-0,5 n'est pas complet car les températures au centre du cylindre n'ont pas pu être récupérées lors de la simulation.

Il sera noté aussi la température excessive en surface sur la Figure 4.16. Ceci est du à l'effet de bord du champ magnétique. Dans le but de simplifier le modèle et d'accélérer le calcul, les cylindres et les inducteurs ont été simulés avec des angles droits. Ces géométries ont pour incidence de concentrer artificiellement le champ magnétique sur les bords et donc d'accroître artificiellement la concentration de courant à cet endroit (voir annexe IV).

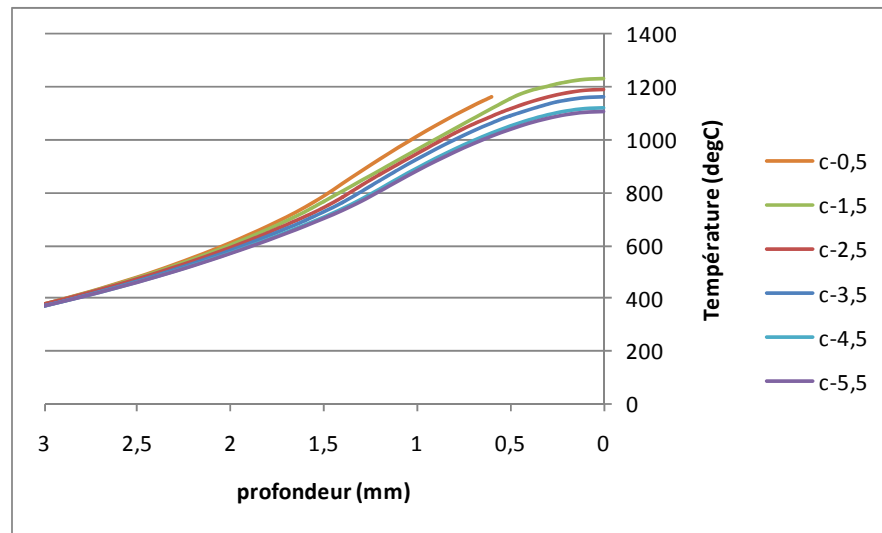


Figure 4.15 Profils thermiques simulés au centre en fonction du couplage.

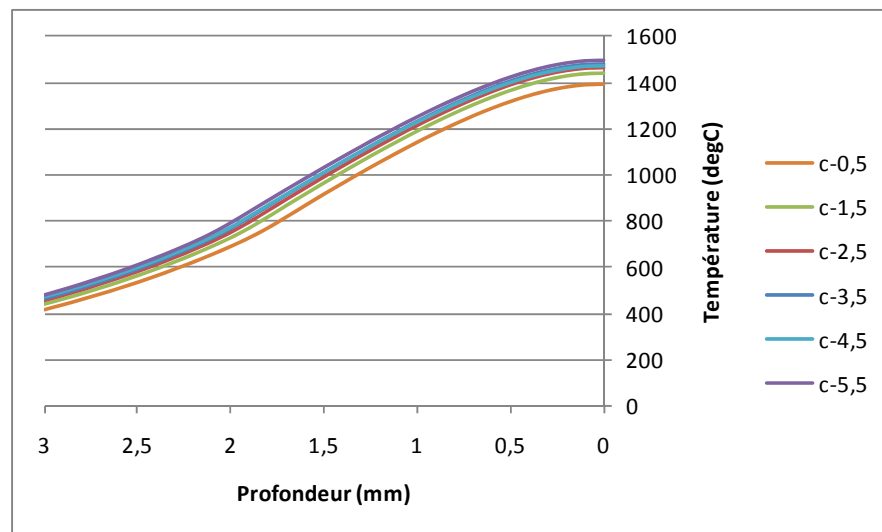


Figure 4.16 Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut en fonction du couplage.

Les profils thermiques simulés présentent la même tendance que les zones durcies expérimentalement, selon laquelle la zone transformée au centre est moins profonde que celle aux extrémités. Cela peut être vérifié en comparant les températures pour une même profondeur, sur la Figure 4.15 et la Figure 4.16.

Cependant les résultats expérimentaux sont difficilement comparables avec les simulations si l'on cherche à prédire les profondeurs durcies à partir des profils de température. Par exemple si on prend $Ac3 = 930\text{ °C}$, cette température correspond à des profondeurs au centre entre 1 et 1,25 mm, alors que les zones durcies varient entre 0,5 et 1,5 mm. Ceci est probablement dû aux paramètres électromagnétiques du modèle, tels que la perméabilité magnétique, la conductivité électrique. La question concernant la possible comparaison du profil thermique simulé en fin de chauffe avec le profil de dureté mesuré est traitée dans le chapitre 6. Cela dépend fortement de la trempabilité du matériau ainsi que la température $Ac3$ d'austénitisation.

4.3 Conclusion

La variation du couplage influence les paramètres électriques, tels que la fréquence et le courant. En effet les diamètres de la pièce et de l'inducteur influent directement sur l'inductance et donc la fréquence ; le champ magnétique décroît avec le carré du couplage, donc le courant est adapté en fonction du couplage pour conserver une puissance constante pour chaque cylindre. De plus le couplage influence la profondeur et la forme de la zone durcie à cause de la modification de la distribution des lignes de champ magnétique du aux effets de proximité et de bord.

De plus on a vu qu'un couplage faible, permettait de chauffer plus profondément la pièce avec un courant plus faible, ce qui permet donc d'obtenir un gain de temps et d'énergie dans un contexte de production industrielle.

En ce qui concerne la simulation numérique, on peut seulement constater qu'il permet aussi de dégager des tendances similaires à la réalité en ce qui concerne le courant de l'inducteur et la puissance. De plus, en ce qui concerne la comparaison de la zone durcie avec le profil de température, la simulation ne reflète pas totalement la réalité. Ce décalage peut provenir des incertitudes liées aux paramètres matériaux, aux relevés des paramètres électriques sur la machine ainsi que sur la valeur température de transformation austénitique à ces vitesses de chauffes très élevées.

CHAPITRE 5

INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE LA PIÈCE SUR LES PARAMÈTRES DU GÉNÉRATEUR ET LE PROFIL DE DURETÉ

5.1 Procédure expérimentale

5.1.1 Description de l'expérience menée

Pour pouvoir compléter l'étude de l'influence de la géométrie sur les paramètres du générateur et le profil de dureté, une campagne de traitements par induction a été menée sur des cylindres en faisant varier l'épaisseur de la pièce. Cette campagne a pour objectif de caractériser l'évolution de l'effet de bord pour éventuellement le minimiser voire le supprimer. L'option de modifier l'épaisseur des cylindres plutôt que de modifier celle de l'inducteur a été naturellement adoptée car, comme pour le couplage, il serait trop coûteux de tester plusieurs inducteurs de différentes épaisseurs. La Figure 5.1 illustre l'expérience mise en place.

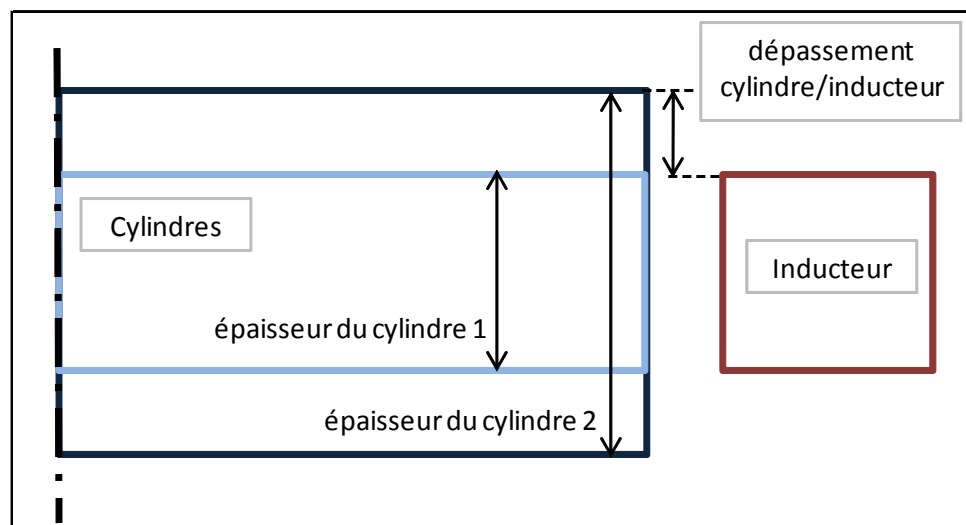


Figure 5.1 Schéma explicatif de la modification de l'épaisseur du cylindre pour une même géométrie d'inducteur.

Pour cette expérience, des cylindres en acier AMS 6414 ont été usinés à des épaisseurs différentes. Le diamètre extérieur des cylindres est maintenu constant et est égal à 106 mm, ce qui correspond à un couplage de 1,5 mm (voir le Tableau 5.1). Les cylindres ont également été au préalable portés à une dureté globale d'environ 450 HV en suivant la séquence de traitement décrite au chapitre 5 pour les cylindres de diamètres différents.

Tableau 5.1 Caractéristiques géométriques des cylindres utilisés pour l'expérience sur l'épaisseur pièce

Référence Cylindre	Épaisseur cylindre (mm)	Épaisseur inducteur (mm)	Diamètre extérieur cylindre (mm)	Valeur dépassement cylindre/inducteur (mm)
e-7	7	7	106	0
e-9	9	7	106	1
e-10	10	7	106	1,5
e-11	11	7	106	2
e-13,5	13,5	7	106	3,25
e-20	20	7	106	6,5

Le traitement par induction appliqué aux cylindres est le même que celui pour l'expérience sur le couplage, c'est-à-dire 100 kW en HF pendant 0,5 seconde, une vitesse de rotation de 600 trs/min, et une trempe par douche d'eau polymérisée à 12,5 %. Ce choix autorise à ne considérer que l'influence de la géométrie sur les résultats.

La puissance transmise, le courant consommé et la fréquence pendant la chauffe ont été également systématiquement relevés. De même, les profils de dureté au centre et à 0,2 mm

du bord supérieur et inférieur ont été mesurés. Pour les cylindres de référence e-13,5 et e-20, les bords ne présentent pas de profils austénitisés, comme on peut le voir sur la Figure 5.2, la longueur transformée a alors été mesurée expérimentalement.

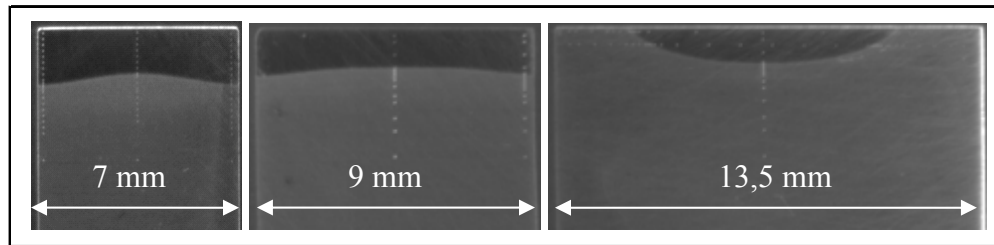


Figure 5.2 Photos des coupes des cylindres e-7 (gauche), e-9 (centre), e-13,5 (droite).

5.1.2 Analyse des résultats expérimentaux

5.1.2.1 Influence de l'épaisseur sur la puissance transmise

Les relevés de puissance reportés sur la Figure 5.3 permettent de s'assurer que l'expérience s'est déroulée dans les bonnes conditions. Hormis le dépassement de départ dû au système de régulation de la machine de l'ÉTS, il peut être observé que la puissance transmise reste constante et égale à la consigne de 100 kW.

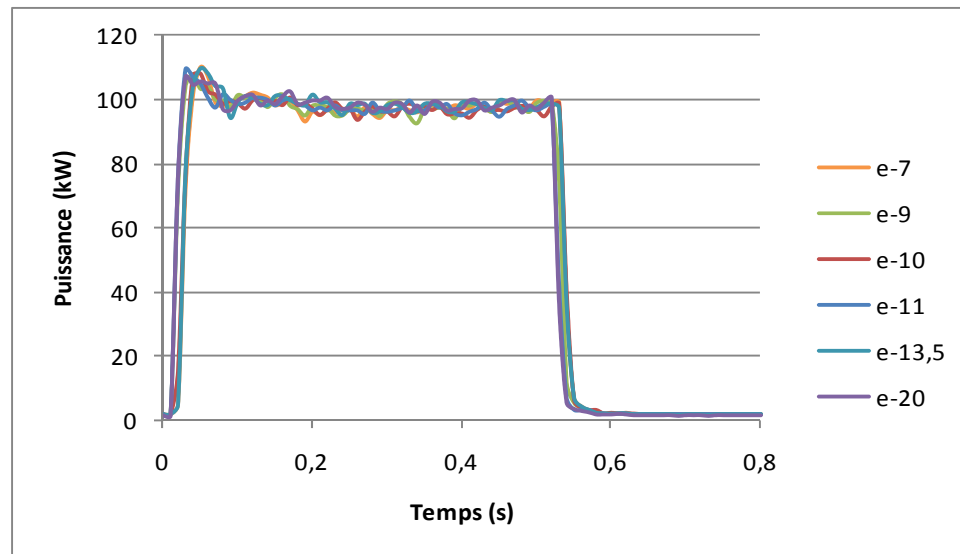


Figure 5.3 Puissance transmise pour chaque cylindre.

5.1.2.2 Influence de l'épaisseur sur la fréquence

Contrairement à ce qu'il en était pour le couplage, la fréquence ne varie pas vraiment en fonction de l'épaisseur du cylindre (Figure 5.4). En effet, si l'on s'en réfère à l'équation 1.2, l'épaisseur de la pièce n'influence pas la fréquence via l'inductance. La transition entre le premier plateau de fréquence et le second ne se fait pas au même moment suivant l'épaisseur. Plus l'épaisseur est faible plus la transition est rapide car la zone affectée par les courants de Foucault est plus petite et donc atteint la température de Curie plus rapidement.

Cependant on peut remarquer que les valeurs des plateaux ne changent pas selon l'épaisseur du cylindre, car dans ce cas la profondeur de pénétration ne varie pas (Comparer avec la Figure 4.4)

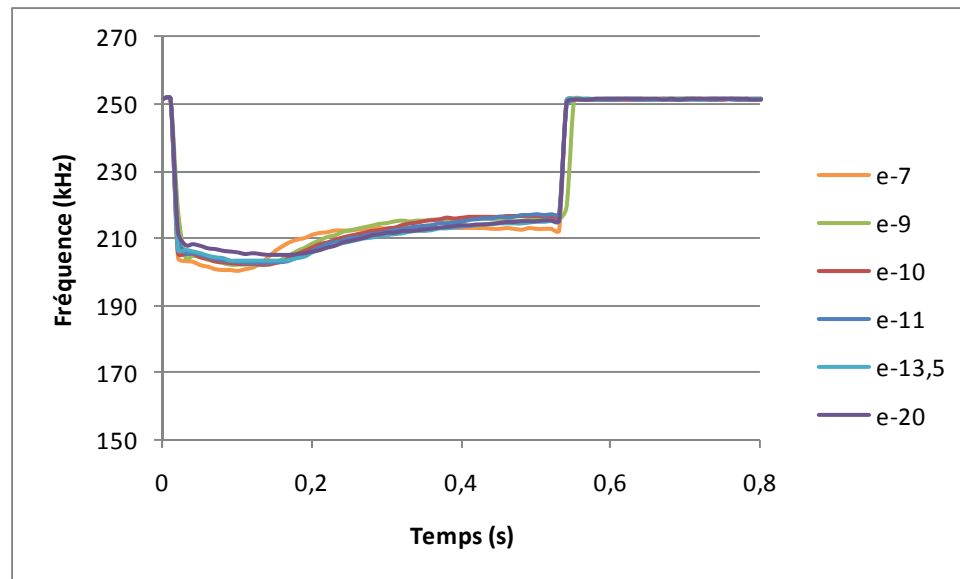


Figure 5.4 Fréquence pendant la chauffe pour chaque cylindre.

5.1.2.3 Influence de l'épaisseur sur le courant

Le niveau et l'évolution du courant en fonction du temps en cours de chauffe ne varient quasiment pas avec l'épaisseur du cylindre, comme l'illustre la Figure 5.5. Cela s'explique par le fait que l'intensité du champ magnétique ne varie pas avec l'épaisseur de la pièce. En effet, l'entrefer qui correspond au couplage, ne varie pas dans le cas présent. Les faibles variations de courant peuvent provenir de légères modifications de l'impédance de la pièce vue par la machine, telle que la résistivité qui change avec l'augmentation de l'épaisseur.

Dans le but de bien illustrer les très faibles variations du courant en fonction de l'épaisseur de la pièce, l'échelle des courants de la figure 5.5 est la même que celle des courants pour l'expérience sur le couplage (figure 4.5).

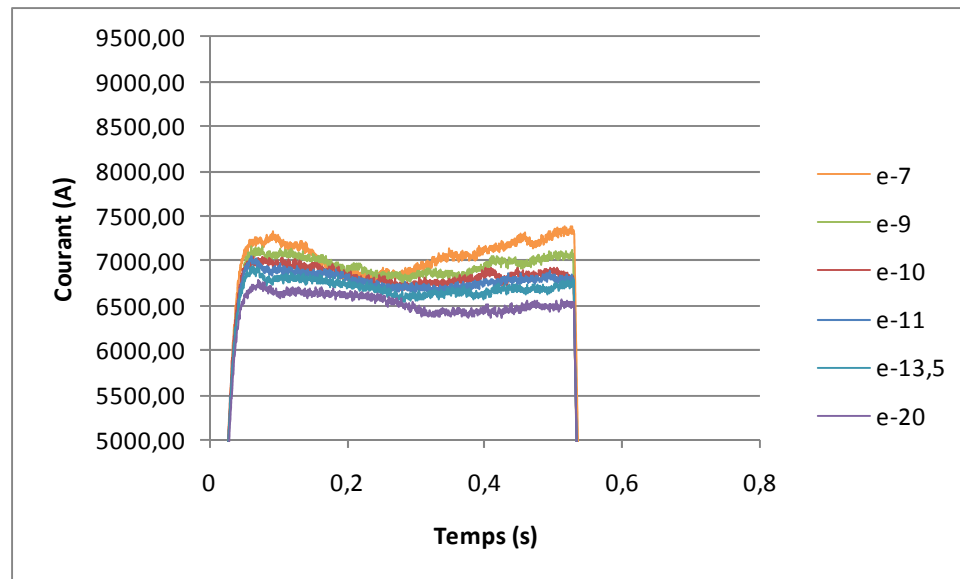


Figure 5.5 Courant consommé pendant la chauffe pour chaque épaisseur de cylindre.

5.1.2.4 Influence de l'épaisseur sur le profil de dureté

L'évolution des profils de dureté en fonction de l'épaisseur est intéressante car le profil change complètement de forme avec l'augmentation de l'épaisseur. Les photographies des coupes des cylindres utilisés dans cette expérience montrées à la Figure 5.6 permettent la visualisation directe de l'évolution des zones durcies. Ainsi, le profil du cylindre e-7 est plus profond aux extrémités qu'au centre, car pour cette épaisseur de 7 mm, l'effet de bord est important.

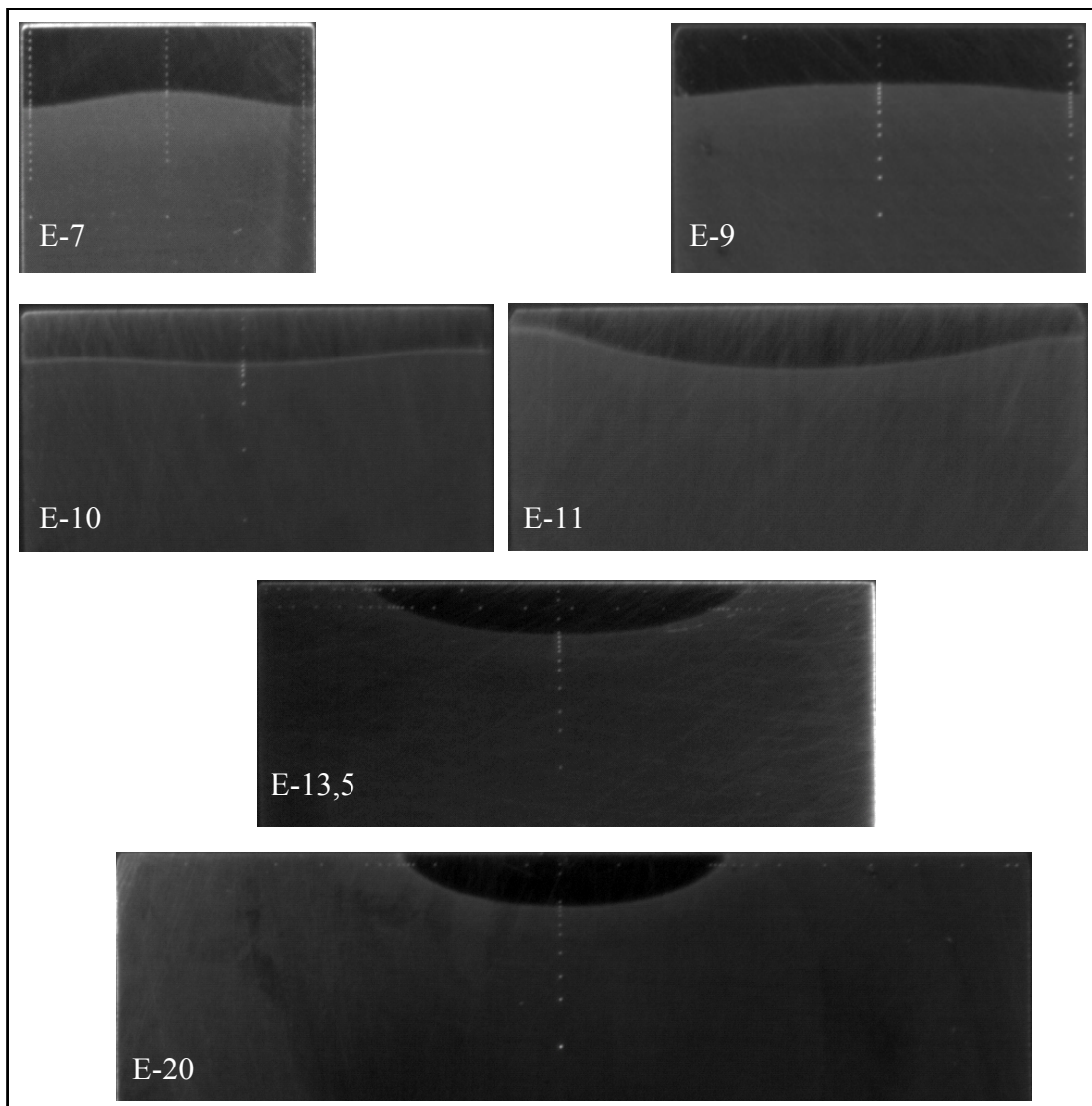


Figure 5.6 Photographies des coupes des cylindres utilisés dans l'expérience sur l'épaisseur de la pièce.

Pour les épaisseurs plus grandes la tendance s'inverse progressivement au fur et à mesure que l'épaisseur des cylindres augmente et cela jusqu'à ce qu'il n'y ait plus de matière austénitisée aux extrémités.

Il faut noter que le profil de dureté au centre ne change presque pas une fois que l'épaisseur a atteint quelques millimètres de plus que l'inducteur (voir la Figure 5.7). C'est le profil aux bords qui change et non celui du centre. Si pour des épaisseurs supérieures à 11 mm, il n'y a

plus de matière austénitisée aux extrémités, il apparaît que la largeur de la zone durcie diminue quand l'épaisseur augmente, comme l'indique la courbe de la Figure 5.10. Cette tendance est causée par un effet d'inertie thermique dû aux zones adjacentes aux zones affectées par les courants induits, qui agissent comme puits de chaleur. Cette tendance s'explique aussi grâce aux effets de bords de l'inducteur qui font que les lignes de champs, pour une pièce beaucoup plus large que l'inducteur, sont très dispersées dans la pièce (voir la Figure 1.7). La puissance transmise n'est donc pas suffisamment concentrée pour chauffer une grande zone. Seules les lignes de champs concentrées en vis-à-vis de l'inducteur permettent d'induire des courants suffisamment forts pour chauffer efficacement. Alors que pour le cylindre d'épaisseur 7 mm (égale à celle de l'inducteur), l'effet de bord associé à l'effet de proximité concentre les lignes de champs aux extrémités de la pièce, induisant alors un effet Joule plus important aux bords, et chauffent ainsi le centre. Tout cet apport d'énergie dans le cas d'une épaisseur petite se traduit par une diffusion plus importante de la chaleur et donc une plus grande profondeur durcie comme le montre la Figure 5.7.

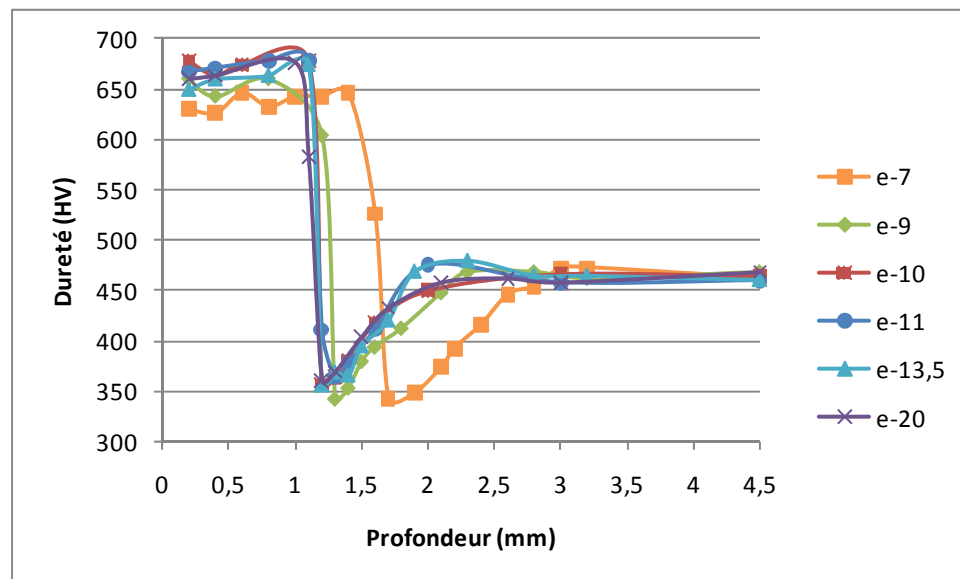


Figure 5.7 Profils de dureté au centre des cylindres.

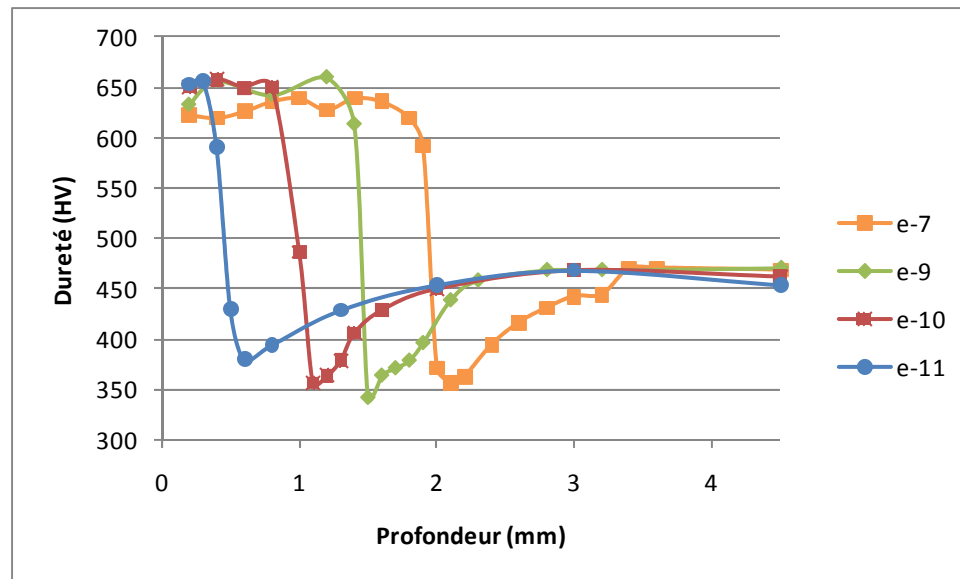


Figure 5.8 Profils de dureté à 0,2 mm du haut des cylindres.

Ce type d'expérience permet de déterminer quelle épaisseur de pièce annihile la courbure du profil de dureté dans la hauteur de la pièce. Ainsi, la courbe reportée sur la Figure 5.9 permet de déduire qu'une épaisseur de cylindre égale à 9,5 mm donnera un profil de profondeur constante sur toute la hauteur.

On remarquera aussi un manque d'informations pour une épaisseur comprise entre 7 et 9 mm, qui permettrait de pouvoir placé le changement de pente des courbes. Il est donc recommander de faire l'expérience avec un cylindre d'épaisseur 8 mm par exemple.

En considérant la Figure 5.10, et plus précisément les cylindres e-13,5 et e-20, on remarque que pour le cylindre de 20 mm, la zone de sur-revenu a quasiment disparu. Pour le cylindre d'épaisseur 13,5 mm au contraire, la zone de sur-revenu s'étend de la zone durcie aux extrémités du cylindre. Cela porte à croire que l'épaisseur de 20 mm peut être considérée comme l'épaisseur infinie, c'est-à-dire celle à partir de laquelle la zone chauffée ne change plus.

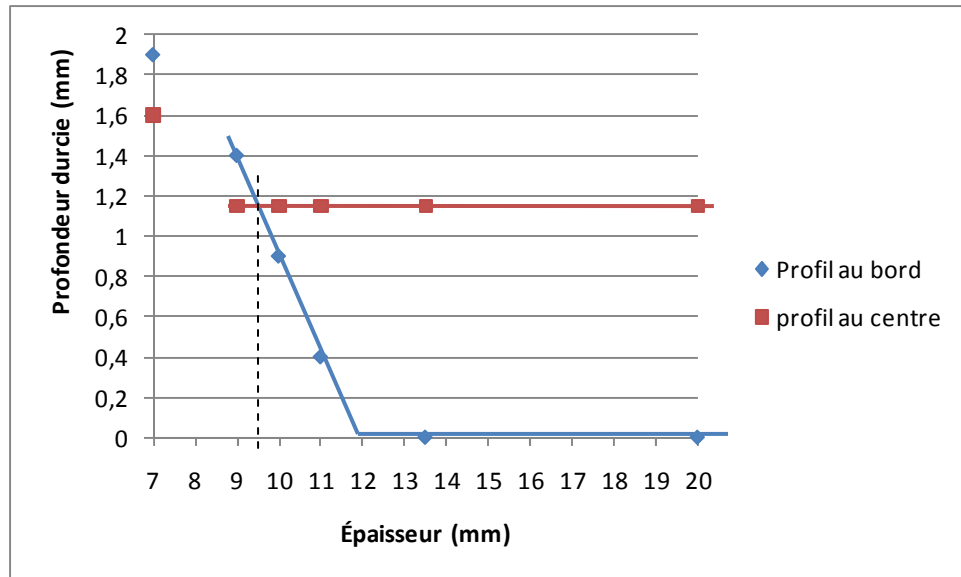


Figure 5.9 Profondeur durcie au bord et au centre en fonction de l'épaisseur de la pièce.

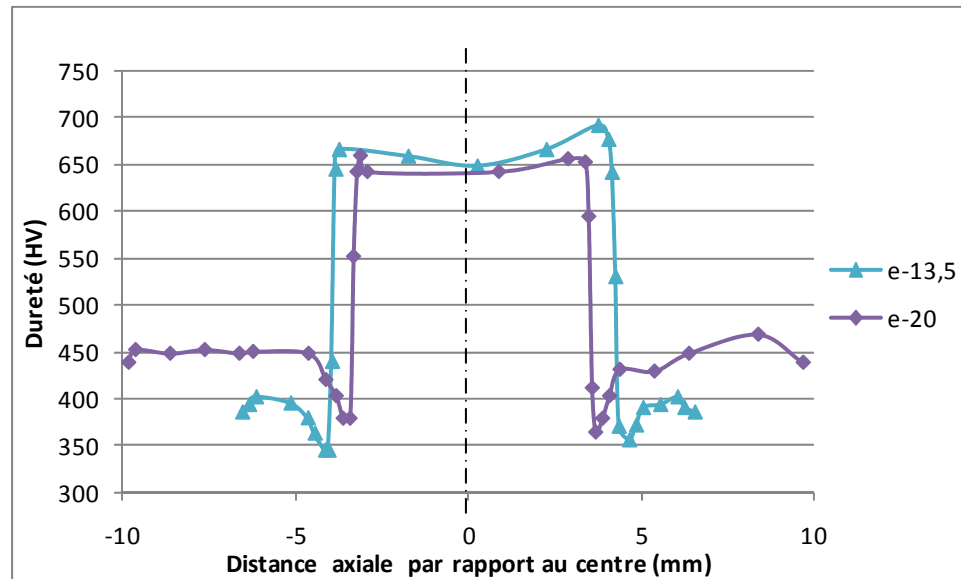


Figure 5.10 Profils de dureté axiaux à 0,2 mm de la surface.

5.2 Analyse et comparaison des résultats issus de la simulation

5.2.1 Influence de l'épaisseur sur la puissance simulée

Le calcul de la puissance transmise permet de vérifier le bon fonctionnement du modèle. Comme le montre la Figure 5.11, la puissance est constante et égale à 80% de la puissance d'entrée de la machine, soit environ 80 kW, en suivant l'estimation de 20% de pertes.

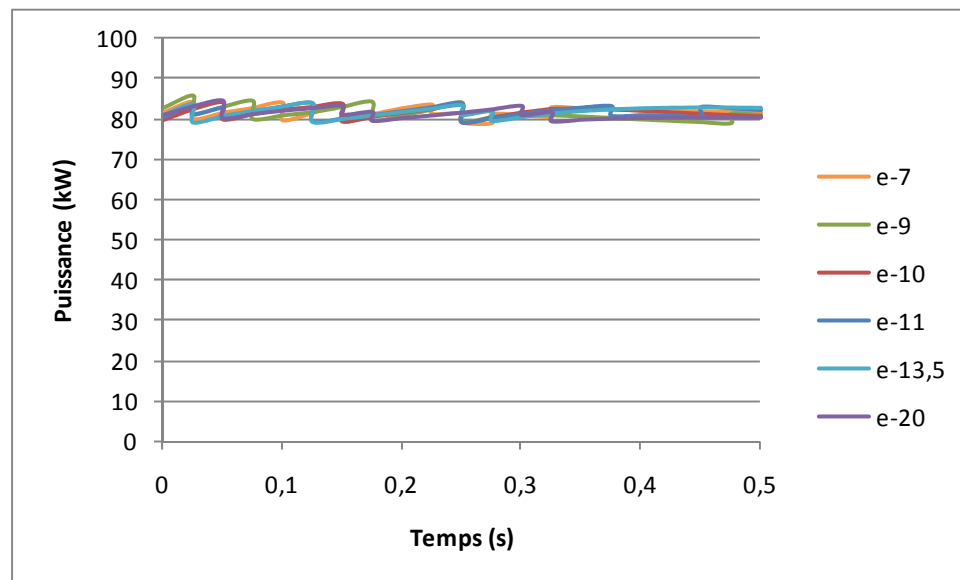


Figure 5.11 Évolution de la puissance au cours de la simulation numérique de chauffe par induction des cylindres de différentes épaisseurs.

5.2.2 Influence de l'épaisseur sur le courant simulé

Comme dans le cas du couplage, le courant calculé, présenté dans la Figure 5.12, n'a pas la même évolution au cours de la chauffe que le courant mesuré. Le même raisonnement sur la cause de cette différence de forme entre la réalité et la simulation que celle faite pour la variation du couplage s'applique aussi dans ce cas. On note tout de même que le courant décroît plus lentement que dans le chapitre sur le couplage. Ceci est certainement dû au fait que la température de Curie est atteinte plus tard.

En ce qui concerne le fait que les courants varient peu en fonction de l'épaisseur de la pièce, il peut être noté que suivant les équations 1.2 et 1.3, la variation de l'épaisseur n'influence pas l'inductance et l'impédance de la pièce. L'intensité du champ magnétique reste constante quelque soit l'épaisseur. Seuls les effets de bords semblent avoir une influence notable.

Tout comme pour le couplage, le courant ne croît pas ou peu en fin de chauffe contrairement à ce qui est observé expérimentalement. Ce point est discuté dans le chapitre 6.

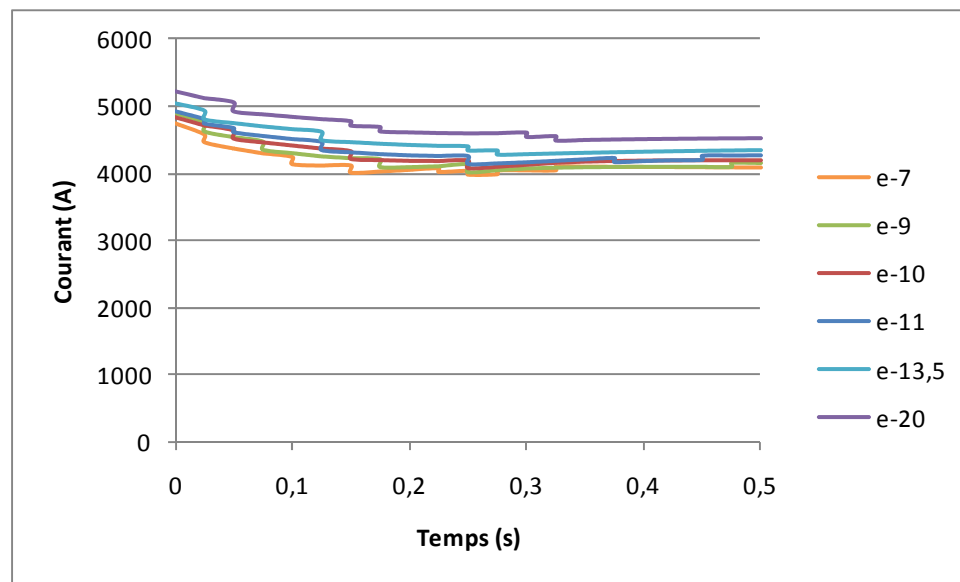


Figure 5.12 Évolution du courant consommé calculé par simulation numérique.

La Figure 5.13 montre la variation des courants mesurés et simulés en début de chauffe en fonction de l'épaisseur des cylindres. Bien que la dépendance du courant à l'épaisseur des cylindres ne soit pas élevée, on peut noter que les courbes ont des coefficients directeurs de signes opposés. Cette différence peut provenir de la mesure du courant ainsi que des paramètres utilisés dans le modèle. Mais il est important de retenir que malgré cette différence les évolutions de courant sont assez proches et quasi constantes

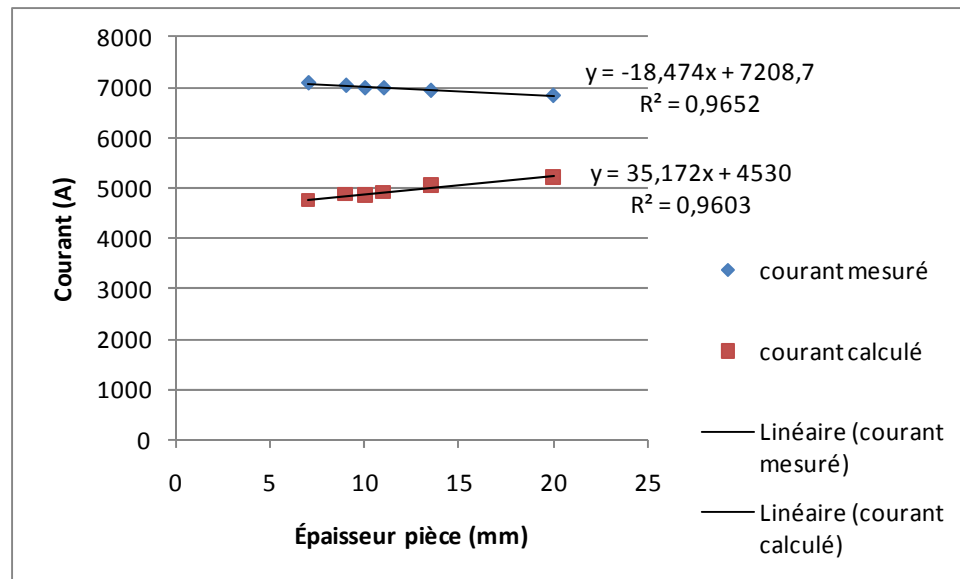


Figure 5.13 Courants mesuré et calculé en fonction de l'épaisseur des cylindres.

5.2.3 Influence de l'épaisseur sur le gradient thermique simulé

La faible variation du gradient thermique au centre ainsi que la grande différence entre les gradients au bord correspondent aux tendances observées expérimentalement. Cela indique une meilleure correspondance de la simulation dans le cas de l'épaisseur par rapport au couplage. Cela peut provenir du fait que les paramètres électriques, tels que la fréquence et le courant, ne varient quasiment pas dans le cas présent. Ce qui diminue la source d'erreur entre la réalité et la simulation. On pourra aussi remarquer la différence dans les gradients de température au centre entre le cylindre e-7 et les autres à la Figure 5.14. Ceci correspond à ce que l'on a constaté pour la zone durcie à la Figure 5.7 et traduit une bonne prise en compte par la simulation des effets électromagnétiques comme les effets de bord et de proximité.

Les points rouges sur les courbes des figures 5.14 et 5.15 représentent les profondeurs durcies relevées expérimentalement. On peut remarquer qu'ils correspondent tous à peu près à la même température de 800°C. Cette température devrait donc être associée à la température de complète austénitisation Ac_3 . Cependant les paramètres thermiques du matériau étant ceux pour des vitesses de chauffe lentes, il est fort probable que cette

température soit quelque peu erronée et notamment sous-estimée. Pour rappel, la température A_{c3} est actuellement estimée à 900-930°C pour les vitesses de chauffe extrêmes des traitements réalisés sur la machine de l'ÉTS. La vitesse de chauffe dans notre cas est tellement élevée que les paramètres thermiques tels que la conductivité thermique et la chaleur spécifique en fonction de la température, ne sont plus les mêmes que ceux à l'équilibre thermodynamique (voir chapitre 3). Cela crée une source d'erreur sur les valeurs des températures calculées.

Il est intéressant par ailleurs de remarquer que pour le cylindre e-13,5, la température atteint 600°C en bord de pièce, qui est suffisante pour revenir la microstructure (Ducassy, 2010). Ce qui est vérifié avec le profil de dureté de la Figure 5.10, qui montre que la zone externe à la zone durcie, a été sur-revenue. De même, on note que le cylindre d'épaisseur 20 mm n'atteint que 210°C aux bords ce qui est cohérent avec une zone de sur-revenue très limitée dans la hauteur du cylindre.

En conclusion, dans le cas de l'épaisseur, les profils thermiques illustrés par les figures 5.14 et 5.15, correspondent bien aux observations expérimentales sur de nombreux aspects.

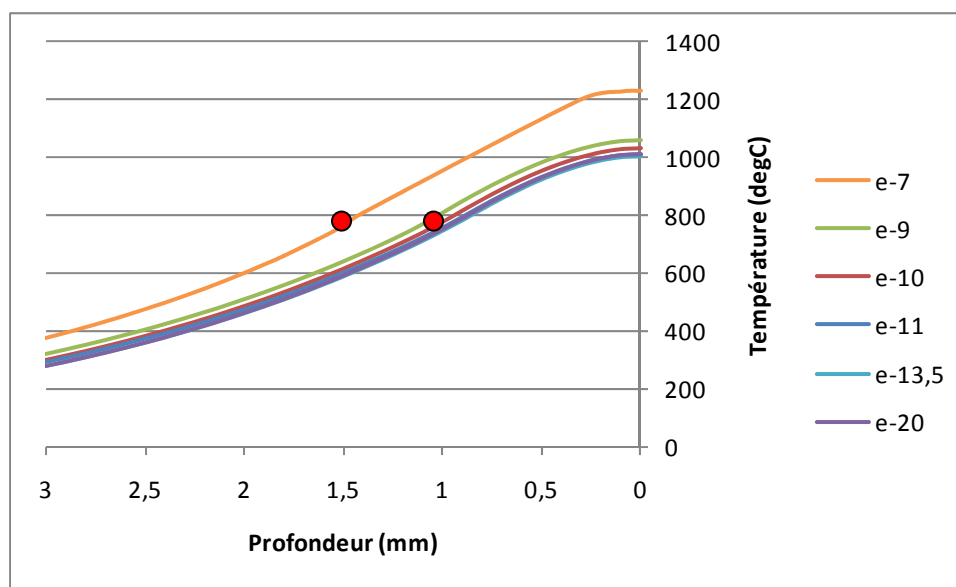


Figure 5.14 Profils thermiques simulés au centre (Les points rouges représentent les profondeurs durcies expérimentales correspondantes).

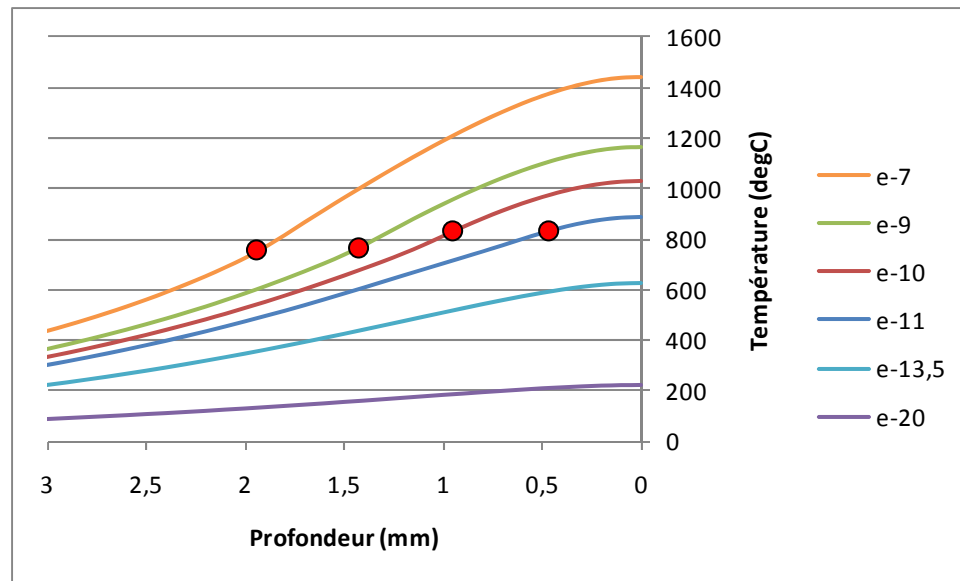


Figure 5.15 Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut (Les points rouges représentent les profondeurs durcies expérimentales correspondantes)

5.3 Conclusion

L'étude de l'influence de l'épaisseur de la pièce a permis, d'une part d'étudier l'évolution de l'effet de bord en comparant les profondeurs durcies au centre et aux extrémités dans la hauteur des cylindres testés. L'évolution de la zone durcie a montré qu'il fallait avoir une pièce légèrement plus épaisse que l'inducteur pour obtenir un profil de profondeur constante. De plus, à partir d'une certaine épaisseur, le volume de matière durcie n'évolue plus ce qui permet de déterminer l'épaisseur pour laquelle il n'a pas plus d'influence des effets de bords et de l'épaisseur pièce sur la zone durcie. Et d'autre part de s'affranchir de l'influence des paramètres électriques dans cette étude. Le courant et la fréquence ne varient quasiment pas en fonction de l'épaisseur des cylindres ce qui a pour conséquence d'obtenir des résultats numériques très proches de la réalité car moins sensibles aux approximations sur les valeurs des paramètres matériaux introduits dans la simulation numérique. Cette étude met particulièrement en relief l'erreur issue des paramètres thermiques et magnétiques du matériau entrés dans le modèle.

CHAPITRE 6

TRAVAUX COMPLÉMENTAIRES POUR AMÉLIORER LA COMPARAISON ENTRE L'EXPÉRIMENTAL ET LA SIMULATION

Ce chapitre présente différents travaux réalisés dans le but d'améliorer la comparaison entre la réalité des traitements thermiques superficiels par induction dans des temps très courts sur la machine de l'ÉTS avec la simulation numérique par éléments finis. Ces travaux sont importants car ils apportent des éléments nouveaux permettant de mieux comprendre l'interaction entre les nombreux paramètres et phénomènes à considérer pour adopter une approche réaliste et prédictive de la chauffe par induction. Le chapitre comporte trois études majeures. La première consiste à prendre en compte le mode de pilotage de la machine à induction, soit en puissance constante soit en courant constant comme paramètre influent la qualité de la comparaison entre la réalité et la simulation. La seconde partie aborde l'importance de la prise de mesure des différents paramètres du générateur dans l'optique de les comparer avec ceux calculés par simulation. La troisième partie porte d'une part sur l'étude de l'influence particulière de la perméabilité magnétique relative et de la conductivité électrique. Comme cela a pu être observé dans les chapitres précédents, ces deux paramètres sont importants dans le procédé d'induction. Et enfin, un travail réalisé permettant de justifier la comparaison entre la zone durcie expérimentale, zone ayant dépassé la température d'austénitisation, avec le gradient thermique obtenu suite aux simulations numériques, sera présenté.

6.1 Choix du pilotage de la machine et adaptation de la consigne en simulation numérique

Comme abordé dans le chapitre 2, la machine possède un mode de fonctionnement à puissance constante appelé « DC power » et un mode à courant constant appelé « AC current ». Le choix de réaliser l'étude de l'influence de la géométrie à puissance constante a été guidé par le fait d'avoir mené le développement de pièces à puissance constante, et que c'est ainsi que sont contrôlés la plupart des équipements d'induction. Cependant, la majeure partie des outils de simulation numérique prend le courant comme entrée. Une étude

comparative entre les deux modes est présentée ici pour évaluer l'impact et la pertinence de chaque mode tant expérimentalement que numériquement.

6.1.1 Étude expérimentale

Une série de traitements par induction a été menée sur la machine de l'ÉTS en utilisant le mode de pilotage soit à courant constant soit à puissance constante. Ces traitements ont tous été effectués sur des cylindres de diamètre extérieur 102 mm et de hauteur 7mm égale à celle de l'inducteur.

6.1.1.1 Influence du mode de pilotage machine sur la puissance transmise

Dans le but de pouvoir mieux comparer les profils de durestés, la puissance à courant constant a été choisie de façon à avoir une puissance moyenne égale à la puissance constante. Pour cela plusieurs essais ont été réalisés avant de pouvoir trouver deux essais comparables. Il peut donc être considéré que la pièce reçoit une même puissance cumulée tout au long du traitement mais avec une distribution dans le temps tout à fait différente entre un pilotage à courant constant et à puissance constante.

Comme cela a été expliqué dans le chapitre 2, la Figure 6.1 illustre le fait que, à courant constant, la puissance augmente en début de chauffe, puis diminue par la suite. Ceci est dû dans un premier temps à l'augmentation de la résistivité électrique, qui augmente la puissance transmise pour un même courant. Dans un second temps, l'augmentation de la profondeur de pénétration issue de la chute de la perméabilité, associée au fait que l'intensité du champ magnétique reste constante à cause du courant, génère une baisse de la puissance transmise.

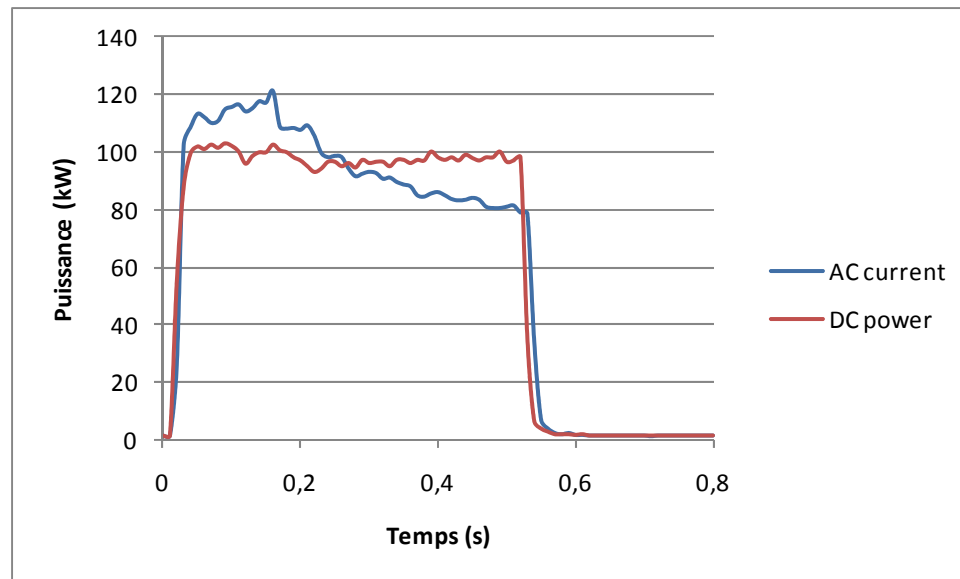


Figure 6.1 Puissance transmise en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).

6.1.1.2 Influence du mode de pilotage machine sur la fréquence

La fréquence est sensiblement la même pour les deux modes de fonctionnement. Il est logique que la fréquence soit la même dans les deux modes, car les paramètres influant sur l'inductance sont les mêmes dans les deux cas. Il peut être cependant noté que la fréquence à courant constant augmente légèrement en avance dans le temps par rapport à celle à puissance constante comme l'indique les flèches sur la Figure 6.2. Ceci provient du niveau de puissance à courant constant qui en début de chauffe est plus élevé. Ainsi, la température de Curie est atteinte plus rapidement à courant constant.

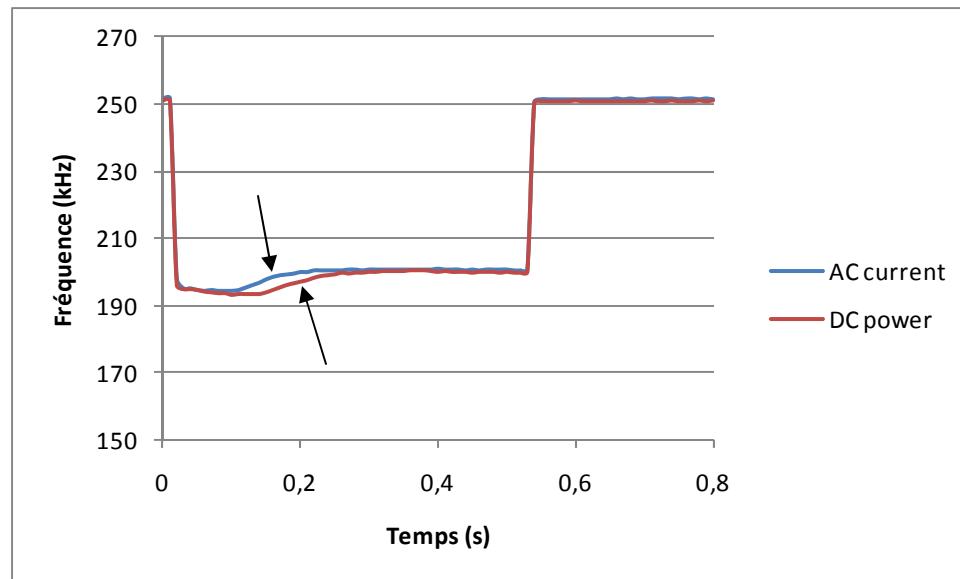


Figure 6.2 Fréquence mesurée en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).

6.1.1.3 Influence du mode de pilotage machine sur le courant consommé

Il peut être remarqué sur la Figure 6.3 que le courant dans le cas du pilotage « AC current » ne suit pas la même allure que les courants expérimentaux présentés dans les chapitres précédents. De plus la différence de valeurs entre les courants des deux modes de pilotage est due à la différence de puissance en début de chauffe. L'évolution du courant à puissance constante est détaillée dans la section 6.3.1.

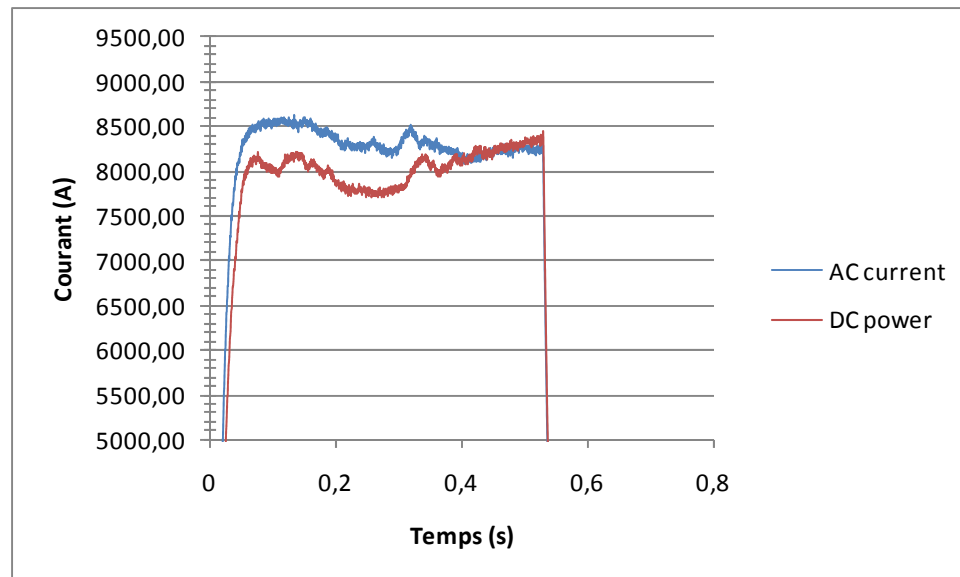


Figure 6.3 Courant mesuré en pilotage à courant constant (« AC current ») et à puissance constante (« DC power »).

6.1.1.4 Influence du mode de pilotage machine sur le profil de dreté

Les profils de dretés sont assez identiques que le pilotage soit effectué à courant constante ou à puissance constante pour une puissance moyenne pendant la chauffe identique (voir la Figure 6.4).

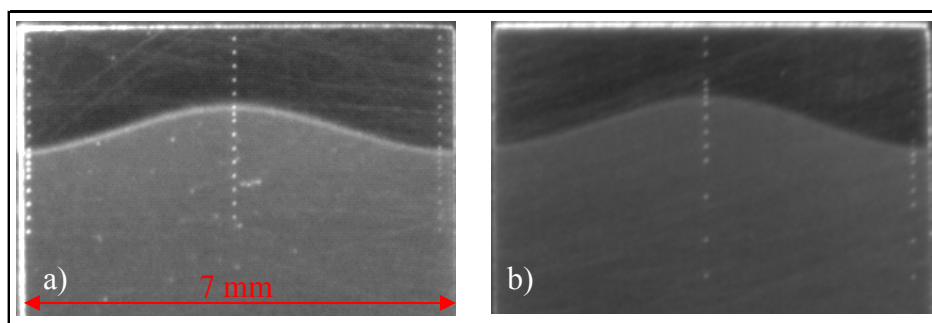


Figure 6.4 Photographies des coupes de cylindre de diamètre 102 mm et d'épaisseur 7 mm, a) traité à puissance constante, b) traité à courant constant.

Le fait que la puissance moyenne à courant constant soit égale à la puissance constante a induit des profils similaires dans les cylindres, comme le montrent la Figure 6.5 et la Figure

6.6. Les variations entre les deux profils étant de l'ordre de l'intervalle entre les indentations (0,2 mm), aucune tendance ne peut être clairement dégagée causées par l'un ou l'autre des modes de fonctionnement.

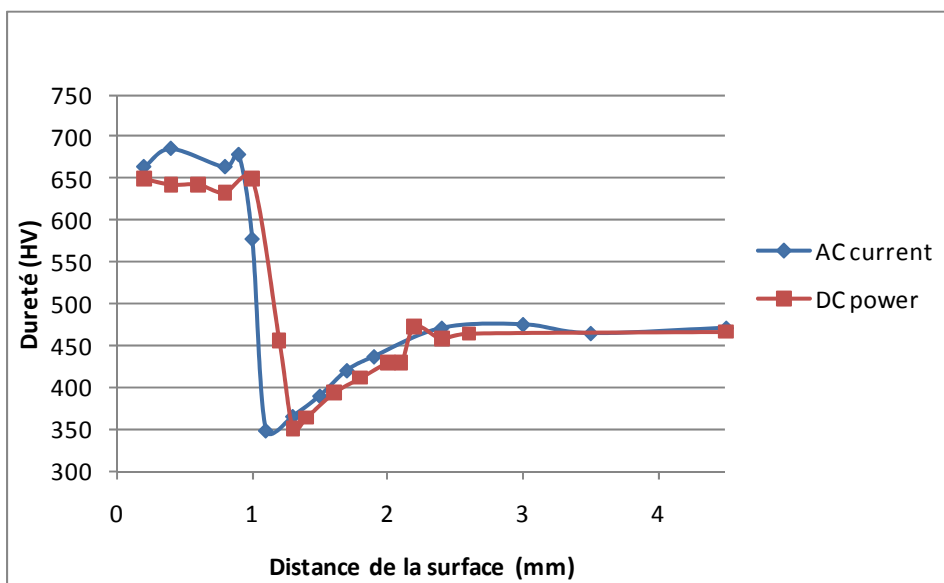


Figure 6.5 Profils de dureté au centre.

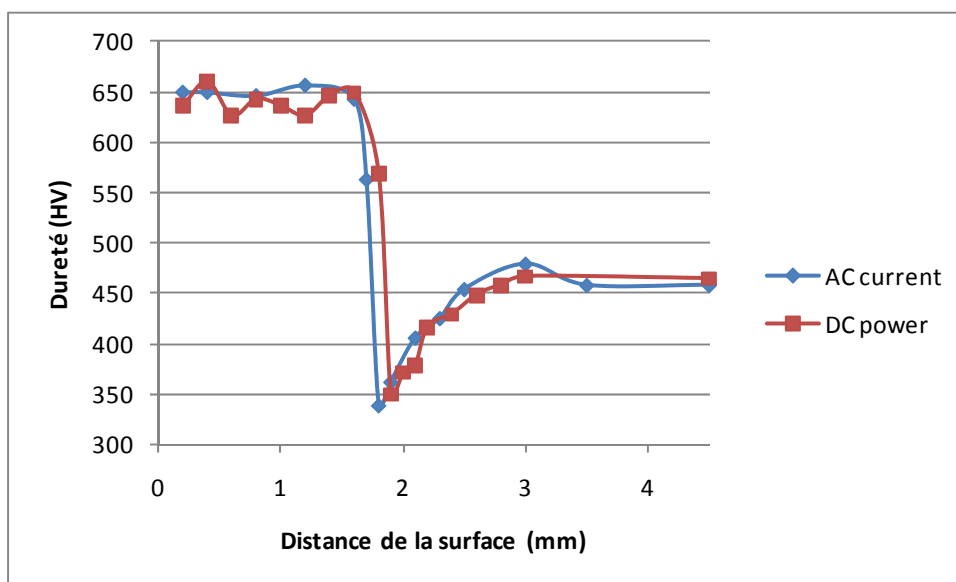


Figure 6.6 Profils de dureté à 0,2 mm du haut.

6.1.2 Étude numérique et comparaison

La simulation numérique à courant constant est effectuée de la même manière que celle à puissance constante utilisée pour l'étude du couplage et de l'épaisseur de la pièce. Au lieu de contrôler la puissance totale du modèle toutes les 0,025 secondes, c'est le courant intégré sur la surface de l'inducteur qui est contrôlé.

6.1.2.1 Influence du mode de pilotage sur la puissance transmise simulée

La puissance transmise calculée après simulation à courant constant augmente et se stabilise rapidement autour de la température de Curie (voir la figure 6.7). Cela est contraire à la puissance mesurée expérimentalement qui diminue à partir de la température de Curie. Cette différence vient probablement de l'évolution de la perméabilité magnétique. En effet on a vu que la puissance expérimentale diminue à cause de la chute de μ_r , or, bien que la perméabilité chute aussi dans le modèle numérique (voir la Figure 3.2), elle passe seulement de 1,55 à 1 ce qui est négligeable par rapport à la variation de la résistivité électrique (voir la Figure 3.3) qui elle induit une augmentation de la puissance.

Cette différence dans l'allure de la puissance simulée et mesurée expérimentalement pendant la chauffe à courant constant (figure 6.1 comparée à figure 6.7) a conforté le choix de travailler à puissance constante pendant la durée de l'étude.

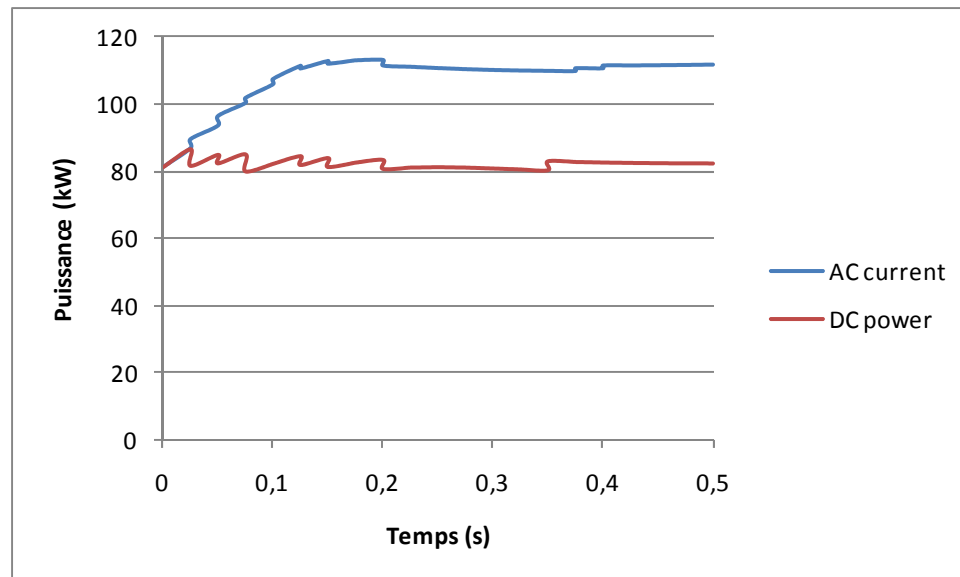


Figure 6.7 Puissance calculée à partir de simulations soit en courant constant ou en puissance constante.

6.1.2.2 Le courant consommé

La Figure 6.8 illustre la variation du courant pour les deux modes de fonctionnement de la machine. Le courant en bleu correspond bien à un courant constant et le courant en rouge correspond au courant observé tout au long de l'étude en mode « DC power ».

La différence entre les courbes de courants calculé et mesuré expérimentalement (figure 6.3 et figure 6.8) provient sûrement de la résistivité électrique et de la perméabilité magnétique relative du matériau. Cette question est plus longuement discutée dans la troisième partie de ce chapitre traitant de l'importance de la bonne définition des paramètres électromagnétiques dans la simulation numérique.

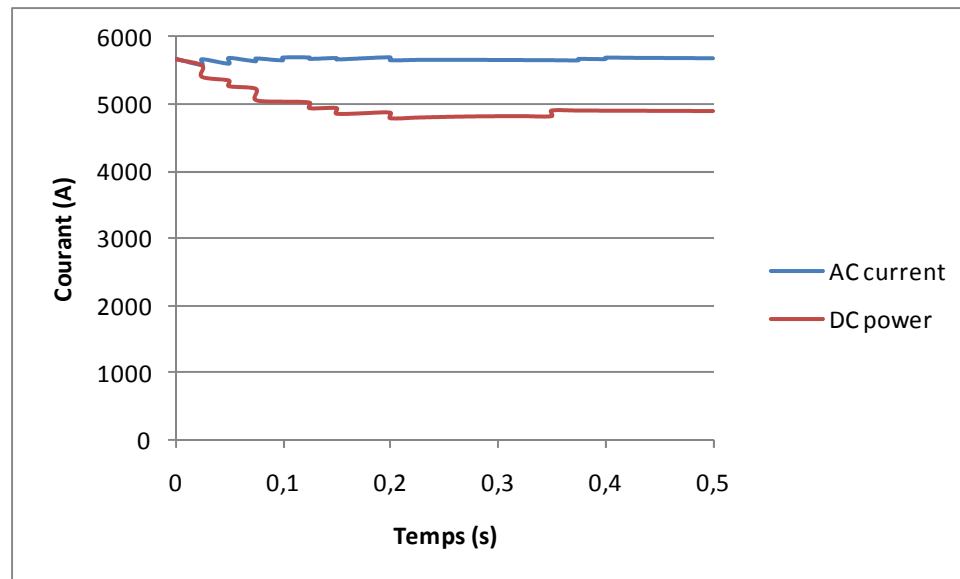


Figure 6.8 Courants calculés à partir des modèles des modes de fonctionnement.

6.1.2.3 Les profils thermiques

Les profils thermiques au centre et à 0,2 mm du coin supérieur des cylindres sont différents pour les modèles numériques selon le mode de consigne en courant constant ou en puissance constante. La puissance en mode courant constant est bien supérieure à celle à puissance constante. Cela induit un profil de températures simulé beaucoup plus élevé et donc ne peut pas être comparé aux profondeurs durcies expérimentales. Ce qui motive le choix d'utiliser le pilotage à puissance constante pour réaliser les expériences et simulations tout au long de ce travail de maîtrise.

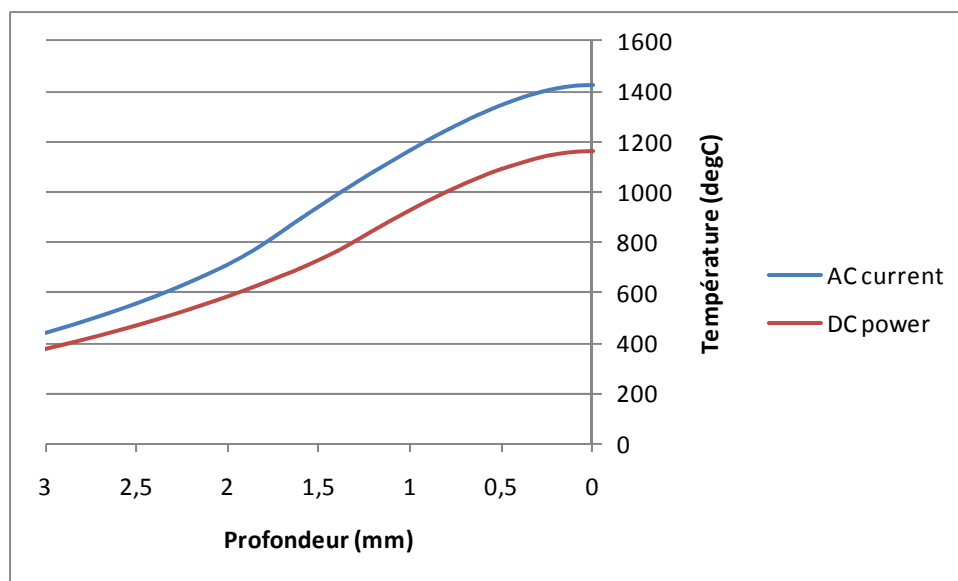


Figure 6.9 Profils thermiques simulés au centre.

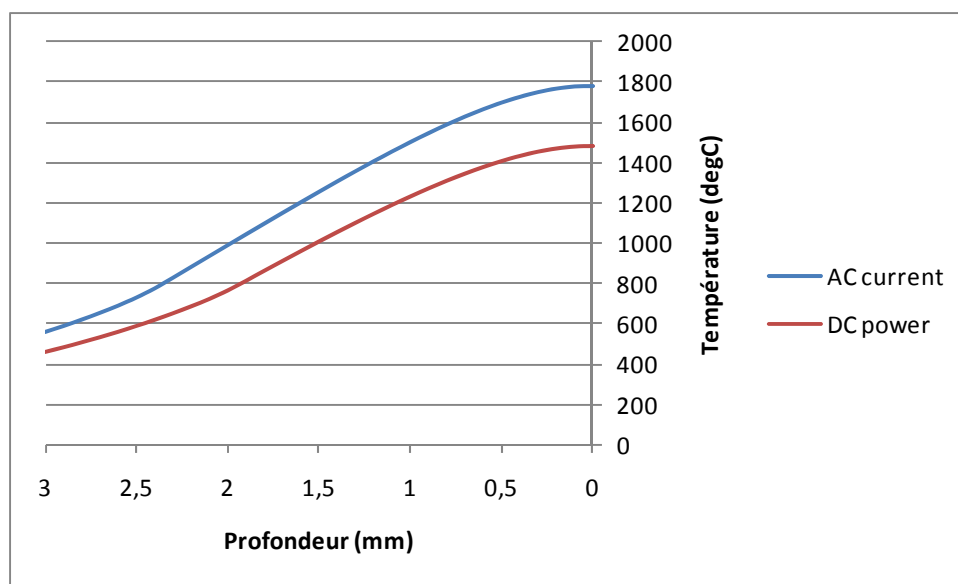


Figure 6.10 Profils thermiques simulés à 0,2 mm du haut.

6.2 Mesure et l'acquisition expérimentale des différents paramètres de chauffe

Afin d'utiliser les simulations numériques comme moyens de prédiction quantitatif, il est nécessaire de pouvoir relier la puissance de consigne sur l'équipement et le courant dans l'inducteur. En effet, il a été vu dans le chapitre 2 que la puissance était mesurée à la sortie des convertisseurs de fréquence. Si la fréquence ne subit aucune altération jusqu'à l'inducteur, la puissance, elle, est sujette à de nombreuses pertes avant d'être transmise à la pièce. Ces pertes dans les différents organes de la machine, notamment les transformateurs et le filtre font que la puissance mesurée ne correspond pas à la puissance réelle transmise de l'inducteur à la pièce et peut varier en fonction de la fréquence et du courant associés. S'ajoute à la puissance, les pertes de courant, dont on a pu avoir un ordre de grandeur dans la Figure 4.14 du chapitre sur l'influence du couplage et dans la Figure 5.13 du chapitre sur l'influence de l'épaisseur de la pièce.

Pour pouvoir mesurer le courant dans le cadre du présent travail, un appareil de mesure auxiliaire a été ajouté à la machine à induction utilisée. La mesure se fait dans l'unité de filtrage qui se trouve avant l'inducteur. Bien que proche de l'inducteur, le courant mesuré ne correspond pas lui non plus au courant réel circulant dans l'inducteur à cause entre autres de la conception du filtre. En effet, le filtre utilise une inductance en parallèle de l'inducteur (Figure 2.2), qui absorbe une partie du courant. De plus, des pertes dans les barres de cuivre conductrices entre le filtre et l'inducteur augmentent la disparité entre la mesure et la réalité du courant traversant l'inducteur. Ce qui constitue la principale cause de la différence entre le courant expérimental et le courant simulé. Pour palier à cela, une solution est la mesure du courant directement sur l'inducteur. Pour cela, il existe des capteurs de courant à effet Hall. Ces capteurs mesurent le champ magnétique proportionnel au courant dans l'inducteur et donnent une tension image de ce courant. Cependant, la forte intensité du courant, le très faible encombrement que doit avoir le capteur, ainsi que le champ magnétique créé par les courant de Foucault dans la pièce rendent ce système de mesure compliqué à mettre en place.

6.3 Importance de la bonne description des paramètres matériaux électromagnétiques et thermiques

Une mauvaise connaissance des paramètres matériaux constitue une source connue d'erreurs qui empêche une bonne adéquation entre les résultats numériques et expérimentaux. En effet, on a pu relever les différences d'allures des courbes des courants expérimentaux et simulés, ainsi que les profils de températures par rapport aux profils de dureté et la température A_{c3} déterminé par simulation autour de 800°C. Pour rappel et exemple, la perméabilité magnétique relative et la conductivité électrique utilisées dans le modèle sont celles de l'AISI 4140 alors que l'acier utilisé expérimentalement est de l'AMS 6414, grade aéronautique de l'AISI 4340. Ces deux paramètres du module électromagnétique sont pressentis comme étant les plus influant sur la puissance transmise et le courant parcouru dans la pièce.

L'étude suivante a été menée dans le but de quantifier l'influence de la perméabilité magnétique relative μ_r et de la conductivité électrique σ sur le courant et les profils de dureté et ainsi renseigner sur les valeurs possibles de ces paramètres pour l'AMS 6414. Pour cela, des simulations numériques ont été effectuées en utilisant différents niveaux arbitraires de perméabilité magnétique relative et de conductivité électrique.

6.3.1 Étude de l'influence de μ_r et σ

Afin d'étudier l'influence de chacun des deux paramètres et peut-être mieux déterminer la perméabilité magnétique relative de l'AMS6414, une série de simulations ont été effectuées en utilisant les niveaux de chaque paramètre, ainsi que leur évolution en fonction de la température, définis à la Figure 6.11 et la Figure 6.12.

En ce qui concerne la perméabilité relative μ_r , il est connu qu'elle chute drastiquement à la température de Curie de sa valeur initiale à l'unité. Il est donc important de déterminer la valeur initiale de la perméabilité relative. Les perméabilités utilisées pour cette étude sont celle de l'AISI 4140 (variant de 1,5 à 1), une perméabilité relative variant de 10 à 1, et enfin une constante et égale à 1 pendant toute la durée de la chauffe.

Pour la conductivité électrique σ , sachant qu'elle varie avec la température et n'ayant pas d'autre source que celle de l'AISI 4140, il a été choisi d'utiliser une conductivité constante pendant la chauffe égale à la conductivité à 20°C de l'AISI 4340 (ASM, 2002) présentée figure 6.12, afin de révéler comment la variation de ce paramètre avec la température influe à la fois sur le courant et la puissance transmise, mais aussi sur le profil thermique.

Ainsi les différents paramètres des simulations réalisées sont regroupés dans le Tableau 6.1.

Tableau 6.1 Couples perméabilités magnétiques relatives et conductivités électriques utilisés pour chaque simulation

Simulation	μ_r 4140, σ 4140	μ_r 10-1, σ 4140	$\mu_r = 1$, σ 4140	μ_r 4140, σ constant	μ_r 10-1, σ constant	$\mu_r = 1$, σ constant
μ_r	AISI 4140	varie de 10 à 1	Constant, égale à 1	AISI 4140	varie de 10 à 1	Constant, égale à 1
σ	AISI 4140	AISI 4140	AISI 4140	constant	constant	constant

Les conditions de ces simulations sont les mêmes que celles pour les simulations sur le couplage ou l'épaisseur de la pièce : puissance constante égale à 80 kW pendant 0,5 seconde à une fréquence de 200 kHz.

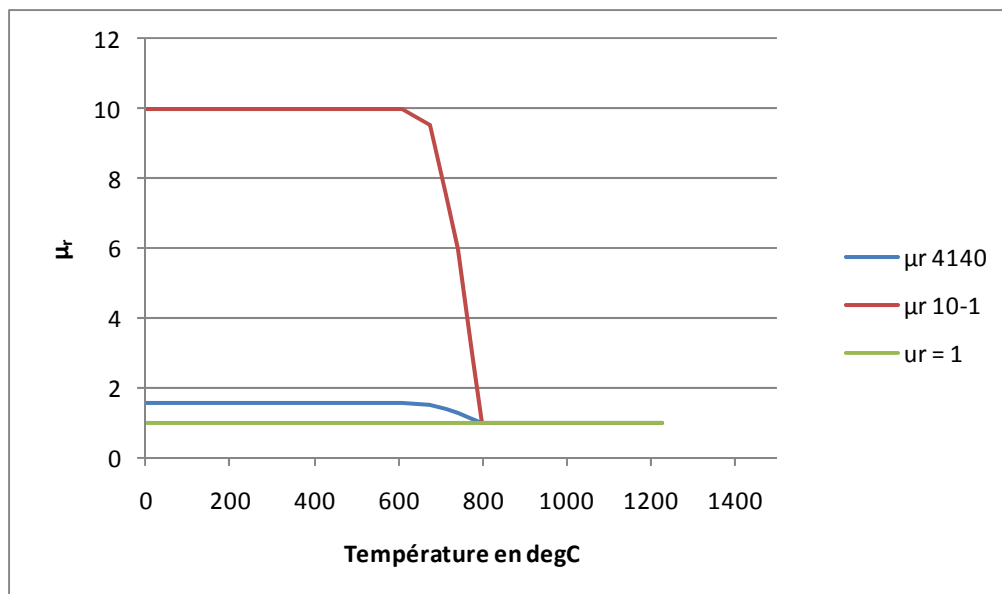


Figure 6.11 Perméabilités magnétiques relatives utilisées.

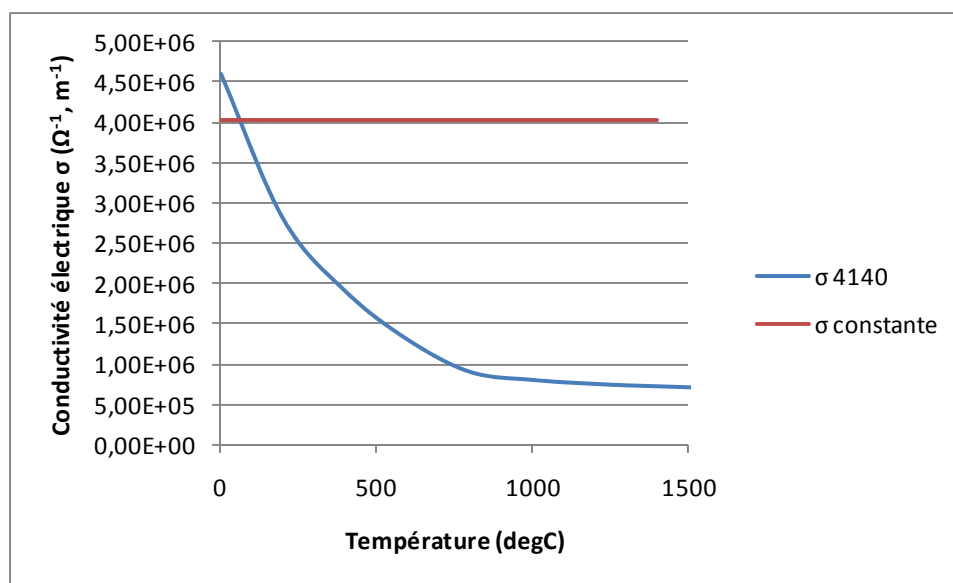


Figure 6.12 Conductivités électriques utilisées.

6.3.1.1 Influence de μ_r et de σ sur la puissance transmise

Sur la Figure 6.13 sont reportées les évolutions de la puissance transmise pour chaque couple de valeurs de perméabilité relative et de conductivité électrique. Des variations importantes de puissance sont observables lorsque μ_r varie de 10 à 1 et que σ évolue selon les données de l'AISI 4140. Ces variations sont dues au fait que les pas de calculs de la rétroaction sur la puissance sont trop larges. Le manque de capacité informatique n'a pu permettre de réduire le pas de temps pour cette condition le nécessitant particulièrement.

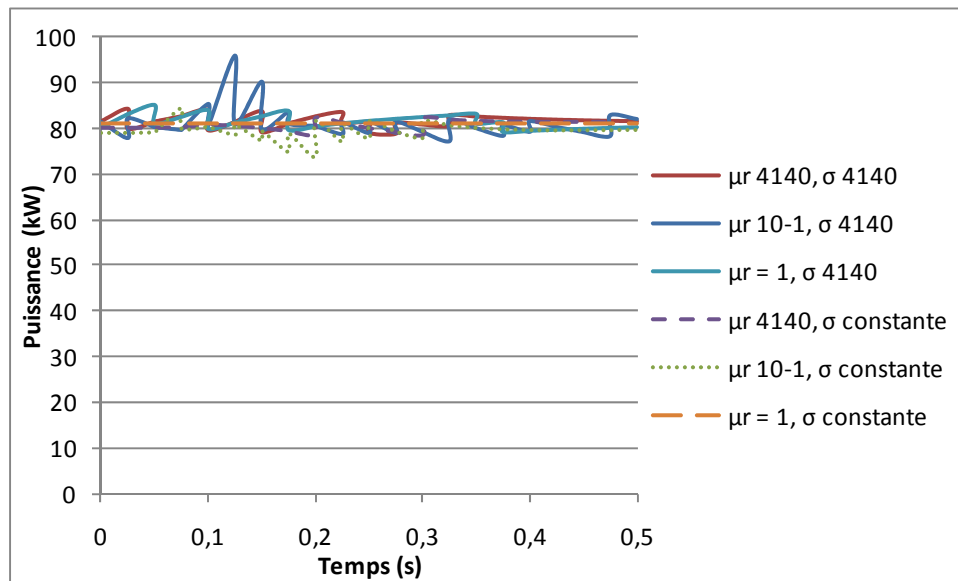


Figure 6.13 Puissance transmise pour les différentes évolutions de μ_r et de σ .

6.3.1.2 Influence de μ_r et de σ sur le courant consommé

Les courbes du courant calculé sont représentées à la Figure 6.14 pour chaque couple de μ_r et σ . On peut remarquer sur chaque courbe trois zones bien distinctes via lesquelles la variation du courant peut être décrite chronologiquement pour les conditions réelles correspondant aux valeurs de μ_r et de σ du 4140 :

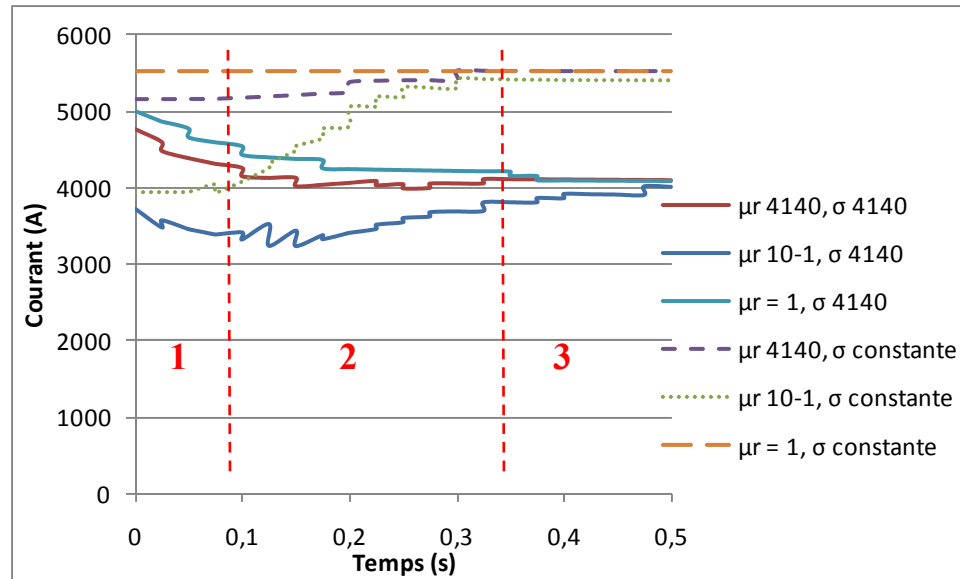


Figure 6.14 Courants consommés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ .

Zone 1 : Le courant suit la variation de la conductivité électrique, soit le courant diminue en début de chauffe. Quelque soit l'évolution de la perméabilité, cette diminution est observable avec une conductivité qui évolue (courbes pleines) mais ne l'est plus lorsque la conductivité est considérée comme constante (courbes pointillées). En début de chauffe, la température est inférieure à celle de Curie donc la perméabilité est constante quelque soit sa valeur. La conductivité électrique décroît avec l'élévation de la température donc moins de courant est nécessaire pour garder la puissance constante. Les valeurs de μ_r et σ déterminent les valeurs de départ du courant car il peut être observé que plus la perméabilité est élevée plus le courant de départ est faible. Ceci s'explique par le fait que la chauffe est plus efficace lorsque la perméabilité est élevée, donc le champ magnétique transmet plus de puissance à la pièce.

Zone 2 : Lorsque la température a atteint la température de Curie, μ_r décroît de sa valeur initiale à 1 assez rapidement. On peut remarquer que le courant augmente beaucoup lorsque la perméabilité relative varie de 10 à 1 par rapport à la perméabilité de référence variant de 1,5 à 1, ou par rapport à une perméabilité constante et égale à 1. Ceci s'explique car la profondeur de pénétration s'agrandit davantage lorsque μ_r passe de 10 à 1 (voir l'équation 1.1). Plus de courant est alors nécessaire pour conserver une puissance transmise constante.

On peut noter également que la croissance du courant pour μ_r 10-1 est beaucoup plus importante avec σ constant qu'avec σ du 4140. Dans ce dernier cas en effet, σ est plus faible et continue de diminuer donc le courant diminue pour conserver la puissance constante.

Zone 3 : Lorsque la température est largement supérieure à celle de Curie, μ_r est constante et égale à 1. La conductivité électrique est elle-même quasiment constante. Le courant se stabilise alors à une certaine valeur. Il apparaît que cette valeur du courant stabilisé est fortement dépendante de la conductivité électrique.

Pour finir, il est très intéressant de noter l'évolution du courant avec les conditions μ_r 10-1, σ 4140 dans la Figure 6.14. En effet le courant suit les mêmes évolutions au cours de la chauffe que les courants mesurés expérimentalement lors des diverses expériences. Sur la Figure 6.15 est reportée l'évolution du courant mesuré expérimentalement et simulé avec les conditions μ_r 10-1, σ 4140, pour la même géométrie et les mêmes conditions de chauffe. Une bonne concordance peut être notée. Cette concordance permet de supposer fortement qu'une variation de μ_r de 10 à 1 est plus proche de la réalité que celle adoptée dans le présent travail sur la base des résultats issus de la littérature pour l'acier 4140. Cette conclusion n'est cependant valable qu'à condition que la conductivité électrique de l'AISI 4140 soit sensiblement la même que celle de l'AMS 6414.

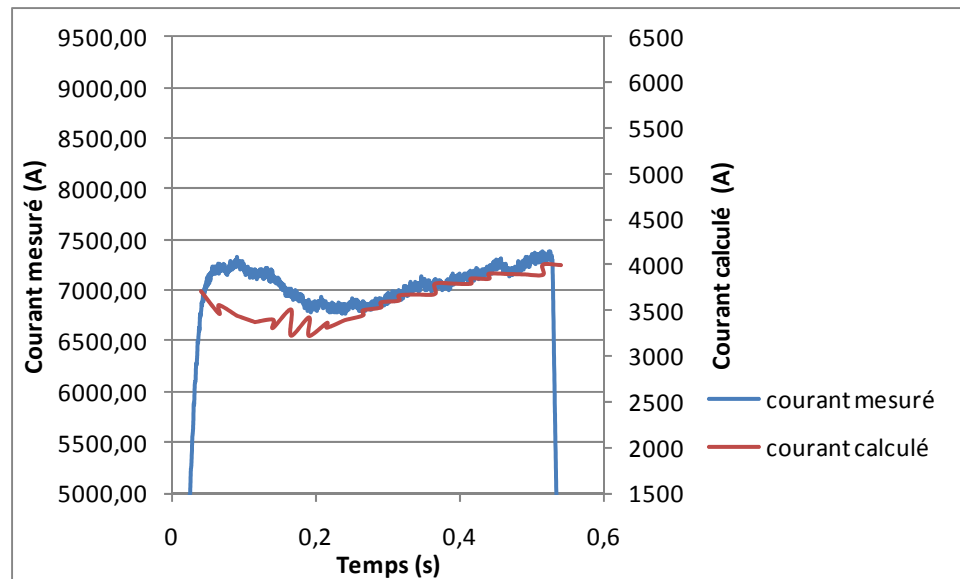


Figure 6.15 Comparaison des courants mesurés et calculé pour un même cylindre.

6.3.1.3 Influence de μ_r et de σ sur le profil thermique

La Figure 6.16 montre clairement que pour une conductivité constante de valeur plus élevée que celle du 4140, les niveaux de températures sont moins élevés reflétant un effet Joule moindre. Cependant pour les profils de températures aux coins reportés à la Figure 6.17, les températures dans le cas de σ constant sont plus élevées en surface que pour le σ du 4140. Ce phénomène est dû à la faible profondeur de pénétration dans le cas de σ constant (voir équation 1.1) qui concentrent les courants plus en surface et amplifie donc les effets de bords aux extrémités du cylindre.

Par ailleurs, il peut être noté que les profils de températures dans le cas du μ_r 4140 et 10-1 sont identiques. La variation de perméabilité magnétique relative ne génère pas de variation des gradients thermiques car la variation est trop faible pour avoir une répercussion sur le gradient thermique. Ainsi, les observations et conclusions, sur les profils thermiques et profondeurs durcies expérimentalement, effectuées dans les chapitres 4 et 5 avec le μ_r 4140 ne sont pas influencées par l'approximation sur la valeur de la perméabilité magnétique de l'AMS 6414.

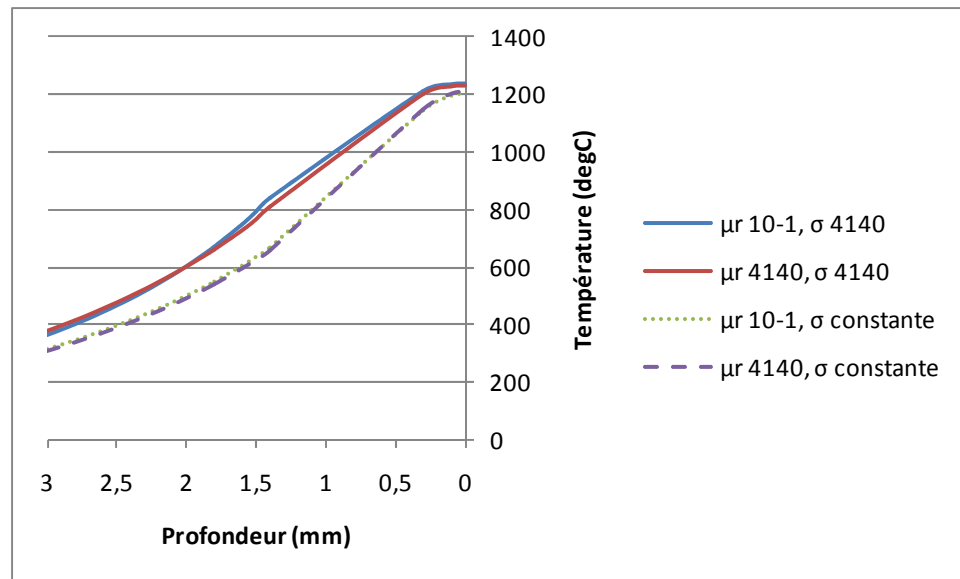


Figure 6.16 Profils thermiques au centre calculés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ .

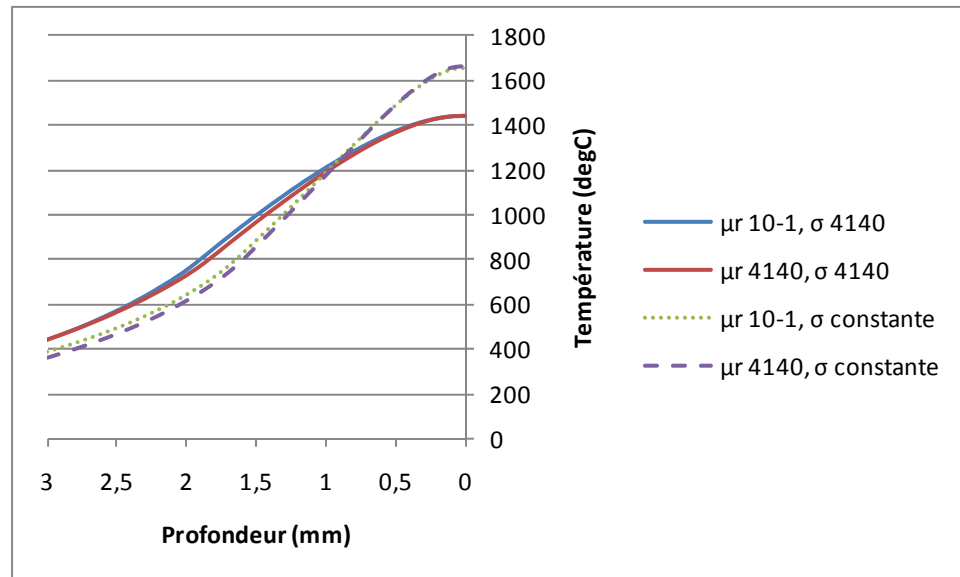


Figure 6.17 Profils thermiques à 0,2 mm du haut calculés pour les différentes évolutions de μ_r et de σ .

6.3.2 Développement pour une comparaison directe entre le profil de dureté et le profil thermique simulé

Dans les précédents chapitres de résultats, il s'est avéré délicat de comparer le profil de dureté mesuré avec le profil thermique calculé en fin de chauffe dans le modèle numérique à certaines conditions. Pour effectuer cette comparaison, plusieurs éléments sont à prendre en comptes et sont discutés dans ce paragraphe. Il est tout d'abord nécessaire de connaître précisément la température de transformation austénitique Ac3. Cela s'avère délicat aux vitesses de chauffe subies par la pièce lors des traitements par induction effectués classiquement sur la machine de l'ÉTS. Par ailleurs lors de chaque traitement, le temps de déplacement vertical de la pièce entre l'inducteur et la douche de trempe à l'eau polymérisée est généralement de 0,5 seconde. Ce temps est un temps de diffusion thermique qui peut potentiellement influencer le profil de dureté trempé et doit à priori être considéré lors de la simulation numérique.

6.3.2.1 Détermination de la température de transformation austénitique Ac3

Dans le but de vérifier les températures de transformation austénitique Ac1 et Ac3, l'étudiant de maîtrise Antoine Faure a réalisé des tests de chauffe par induction en HF à des vitesses de chauffe similaires sur des cylindres en acier AMS 6414 et trempés à l'air, préalablement recouvert de laques thermosensibles. Ces laques sont particulières en ce sens qu'elles s'évaporent chacune à une température très précise. Un exemple d'application des laques est représenté sur la Figure 6.18. La photographie a été prise après chauffe par induction et on peut noter les profondeurs ayant dépassé différentes températures en notant la profondeur sur laquelle chaque laque s'est évaporée. Il est alors possible de relever le profil de dureté après traitement par induction.

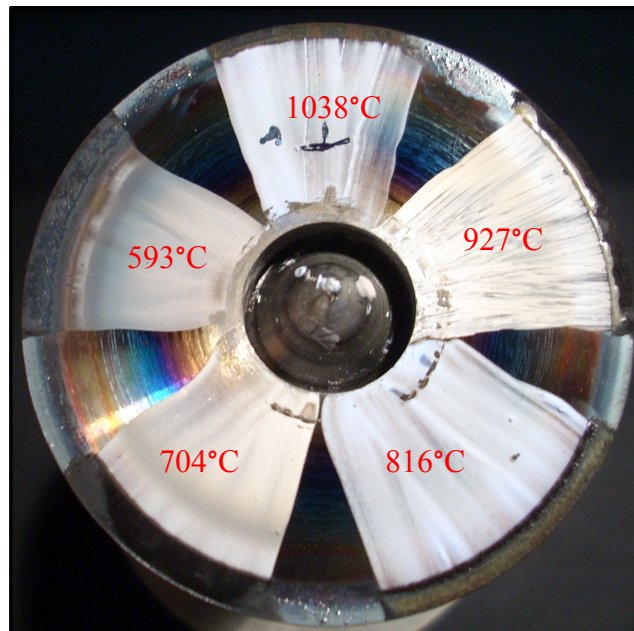


Figure 6.18 Photographie d'un cylindre recouvert de laques thermosensibles, échelle 1:10.

Les résultats d'un des tests sont illustrés dans la Figure 6.19. Les profondeurs d'évaporation de différentes laques, correspondant chacune à une température, sont indiquées par les laques verticales rouges. On peut remarquer que la zone de transition entre la zone durcie et celle sur-revenue de la face supérieure coïncide avec la disparition de la laque sensible à 816°C. Ainsi, il apparaît qu'Ac3 est compris entre 816°C et 927°C. Cela est en opposition avec les résultats obtenus par dilatométrie à l'université Silésien (source confidentielle) qui indique que pour de grandes vitesses de chauffe, la température de transformation Ac3 est proche de 1000°C.

La valeur d'Ac3 déduite des simulations, au paragraphe 5.2.3, est de 800°C. Cette valeur apparaît trop faible. Ce décalage peut se justifier par les paramètres matériaux utilisés de même que par le fait qu'il ne soit possible expérimentalement pour l'instant de déterminer précisément cette température. Cependant, cette étude permet de situer la valeur de la température Ac3 entre 816°C et 927°C.

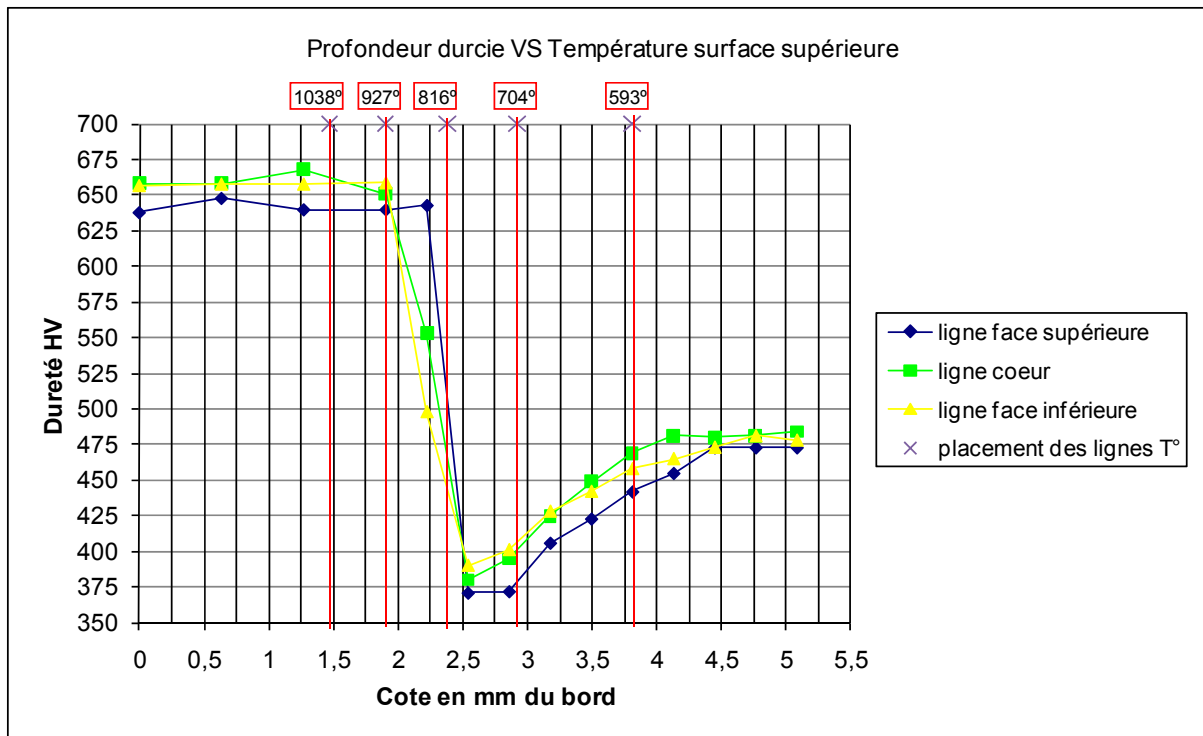


Figure 6.19 Profondeur durcie vs. Température de surface.
Tirée de Faure (2010)

6.3.2.2 Étude de la diffusion après chauffe dans le modèle numérique

Ayant déterminé une température Ac_3 minimale de $816^{\circ}C$, il a été décidé dans un premier temps d'étudier l'influence des 0,5 secondes de trempe à l'air entre la fin de la chauffe et la trempe à l'eau polymérisée. Tout d'abord, en considérant ce temps de diffusion, il a été étudié si certains points additionnels de la pièce atteignent cette température de transformation, modifiant ainsi le profil de dureté. Cette étude se fixe pour but de valider la comparaison entre la zone durcie expérimentale avec le gradient thermique simulé en fin de chauffe sans prendre en compte le temps de trempe à l'air.

Comme il n'est pas possible expérimentalement de tremper la pièce immédiatement à la fin de la chauffe à cause du temps de déplacement de la pièce jusqu'à la douche, il existe un temps de diffusion. Un programme écrit en langage matlab a été implémenté en couplage à la simulation numérique sur Comsol®. Ce programme permet d'identifier tous les nœuds ayant

atteint une certaine température, dans notre cas la température d'austénitisation soit 816°C pendant la chauffe mais également pendant le temps de diffusion de 0,5 seconde lors de la trempe à l'air. Suite à quoi le programme permet de retourner les nœuds indexés dans Comsol. Ce programme permet donc de relever tout les points de la pièce qui ont austénitisé à un instant ou un autre pendant la chauffe ainsi que pendant le temps de trempe à l'air (voir la Figure 6.20).

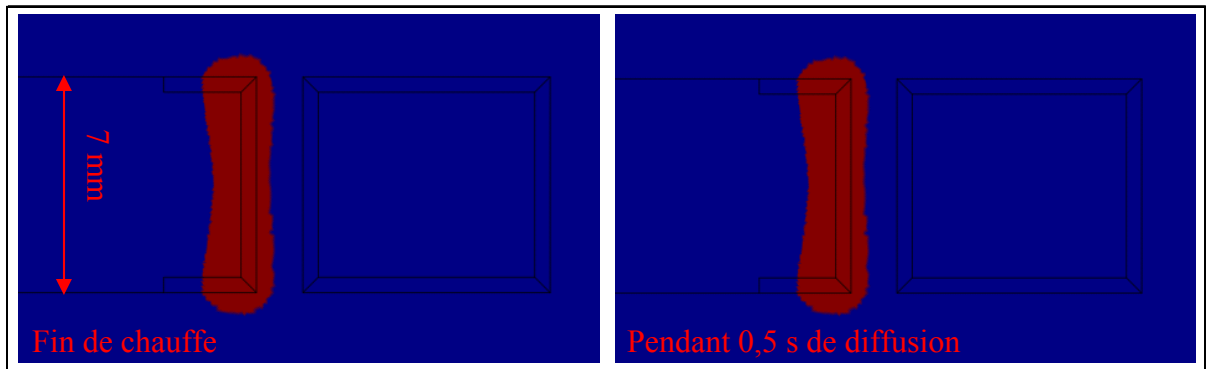


Figure 6.20 Profils 2D en coloration binaire des zones austénitisées, à la fin de la chauffe à gauche et pendant les 0,5 secondes de diffusion à droite.

Les résultats associés à ce programme sont présentés dans la Figure 6.21. Il peut être observé qu'aucun point supplémentaire n'a atteint la température de 816°C pendant les 0,5 secondes suivant la chauffe. Par ailleurs, les températures atteintes à la fin de la trempe à l'air sont reportée sur la Figure 6.22. Ces courbes permettent d'affirmer que même avec un temps de diffusion plus long, le résultat sera le même car toutes les températures dans la profondeur sont inférieures à 816°C. Il ne semble donc pas nécessaire de prendre en compte le temps de trempe à l'air si l'on veut prédire la zone durcie seulement.

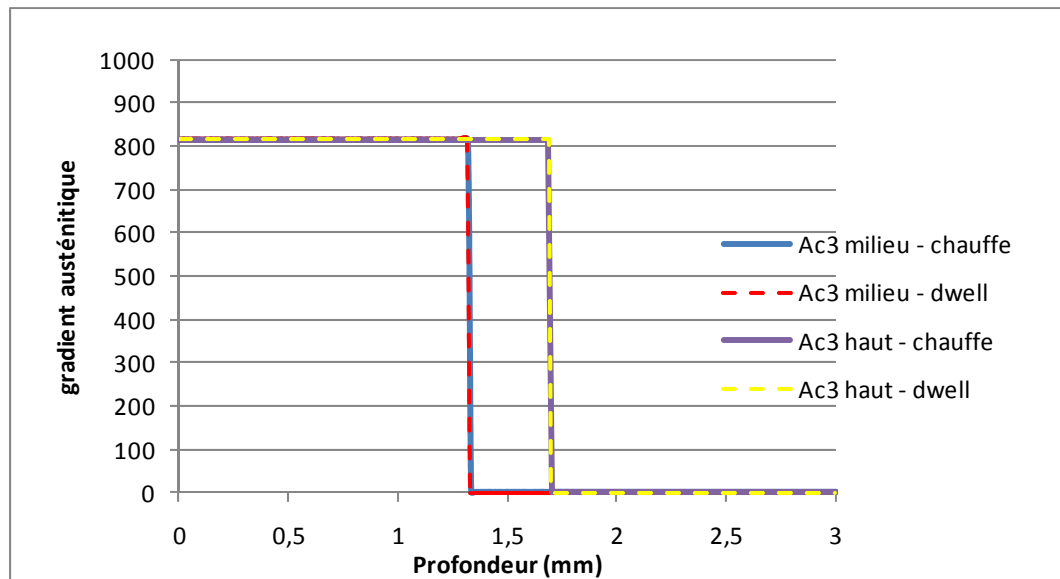


Figure 6.21 Profondeur atteinte par la température de 816°C à la fin de la chauffe et pendant le dwell.

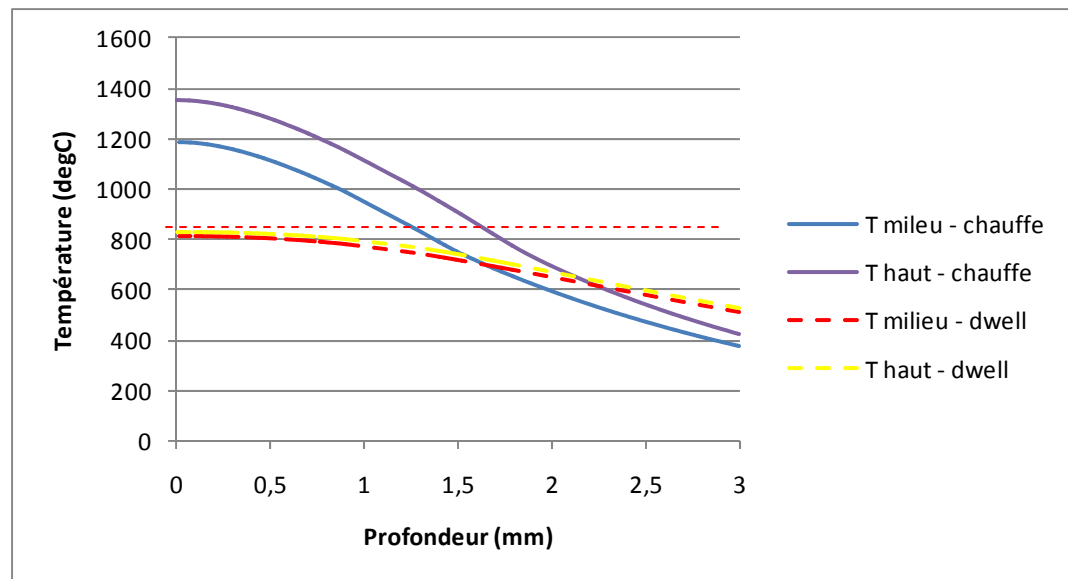


Figure 6.22 Profils thermiques à la fin de la chauffe et après 0,5 s de diffusion (dwell).

Il est possible de valider expérimentalement ce que l'on voit sur la Figure 6.22, c'est-à-dire de valider le fait qu'aucun point de la pièce ne dépasse Ac3 après 0,5 secondes. Pour cela une comparaison a été faite entre les profils de dureté mesurés sur des cylindres de mêmes

dimensions traitées par induction dans les mêmes conditions que les expériences des chapitres 4 et 5, mais étant trempé dans l'eau polymérisée pour l'un et trempé à l'air pour l'autre. Les profils de duretés sont comparés aux Figure 6.23 et Figure 6.24. Les profils de dureté sont très semblables, et les différences de l'ordre de grandeur de l'erreur de mesure. Ces résultats permettent de justifier l'hypothèse acceptée au départ sur la comparaison possible du profil de dureté mesuré avec le profil thermique calculé en fin de chauffe.

Veuillez noter que la validation pour la température de 816°C valide automatiquement cela pour toute valeur de température de transformation Ac3 qui serait supérieure. Cela n'est cependant pas le cas pour des niveaux de températures inférieures concernant par exemple la température de début d'austénitisation, Ac1, ou la température de sur-revenu estimée autour de 600°C.

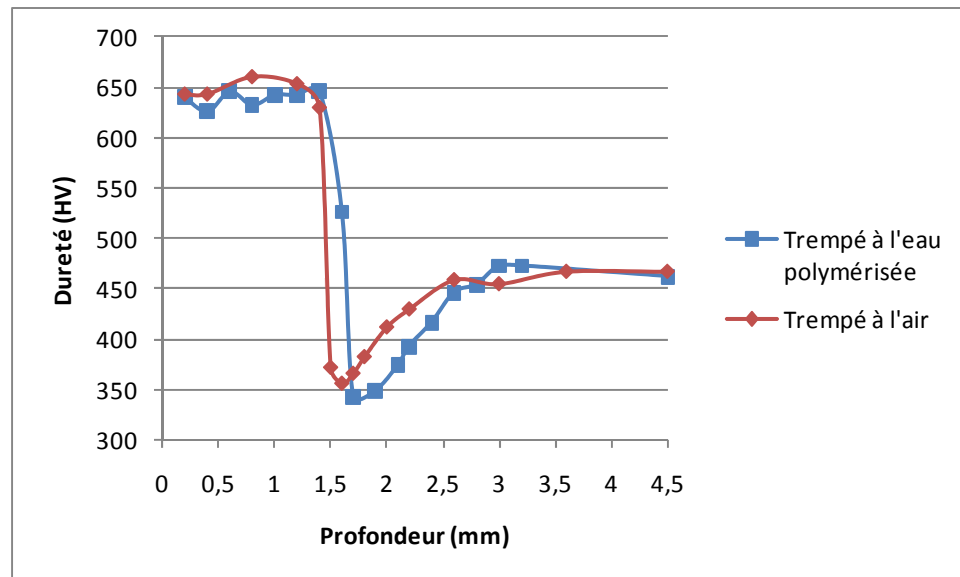


Figure 6.23 Profils de dureté au centre.

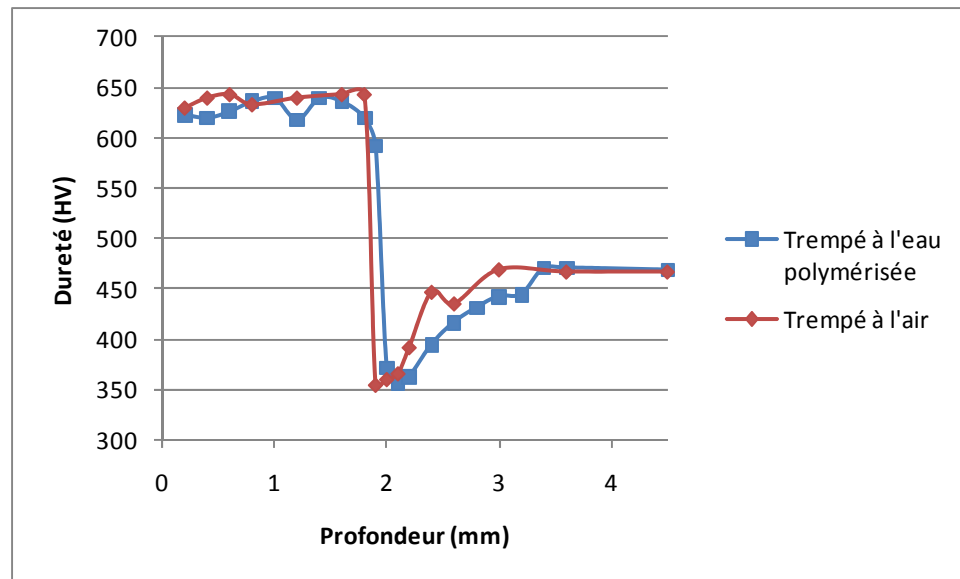


Figure 6.24 Profils de dureté à 0,2 mm du haut.

6.4 Conclusion

Ce chapitre constitue à la fois la critique, la discussion et l'ouverture des résultats présentés tout au long du mémoire. Ce chapitre fait le bilan des difficultés rencontrées pendant le travail de recherche qui sont autant d'obstacles à franchir pour pouvoir améliorer la corrélation entre les expériences et les simulations numériques sur le logiciel Comsol®.

Le mode de contrôle à puissance constante est le plus répandu dans le chauffage par induction. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques entre la commande à puissance et courant constant a révélé une meilleure concordance des résultats à puissance constante. De plus la consigne de l'opérateur étant la puissance, le contrôle est plus simple lorsque celle-ci reste constante pendant la chauffe. Cependant, des développements particuliers ont du être effectués sur les simulations numériques pour conserver la puissance constante avec le courant comme consigne imposée par le logiciel de simulation.

L'étude sur l'influence du μ_r et de σ a permis dans un premier temps de mieux comprendre comment le courant varie en fonction de ces paramètres. Dans un deuxième temps cela a permis d'estimer un niveau de perméabilité magnétique relative initiale de l'AMS6414 plus

réaliste que celle de l'AISI 4140 considérée dans les premiers chapitres. La comparaison du courant simulé et mesuré peut être une alternative à la mesure du μ_r d'un matériau quelconque. De plus il a été montré qu'à puissance constante, μ_r n'influe pas sur les profils thermiques, ce qui laisse la comparaison entre les températures simulées et les zones durcies toujours possible malgré une perméabilité magnétique moins réaliste. L'utilisation de la perméabilité relative variant de 10 à 1 dans les modèles futurs permettra d'obtenir des résultats plus proches de la réalité au niveau électromagnétique. Il serait cependant pertinent de chercher à mesurer expérimentalement ce paramètre magnétique.

Pour ce qui est de la partie thermique, la dernière section de ce chapitre a justifié l'hypothèse sur la comparaison d'un profil de dureté avec un profil thermique calculé en fin de chauffe. Les différentes simulations et expériences réalisées dans cette optique, ont conforté cette hypothèse.

Les travaux effectués dans ce chapitre apportent des éléments de validation sur l'utilisation et la calibration du modèle numérique comme outil de prédiction pour l'obtention d'un profil de dureté sur des pièces en AMS 6414 par induction magnétique.

CONCLUSION

Cette maîtrise a été réalisée pour étudier l'influence de la géométrie de cylindres et de l'inducteur sur le profil de dureté induit. Pour cela un modèle numérique a été développé pour mieux comprendre les paramètres qui contrôlent les différents phénomènes observés dans la réalité. Les différentes expériences menées ont mises en évidence l'évolution du profil de dureté en fonction des variations géométriques principales et définies les causes de cette évolution. De plus l'étude approfondie du fonctionnement de la machine de chauffage par induction ainsi que des différents paramètres électromagnétiques ont contribué à la mise en place du modèle numérique.

Les mesures des profils de dureté pour une puissance constante en fonction du couplage ont révélé une tendance linéaire dans la diminution de la profondeur transformée au centre de la pièce en fonction de l'augmentation du couplage. Par contre, le couplage ne semble avoir que très peu d'effet sur le profil aux extrémités. Inversement, lorsque l'épaisseur de la pièce augmente, le profil aux extrémités qui diminue pendant que celui au centre reste constant. Là aussi, l'effet de bord semble une fonction linéaire de l'épaisseur relative de la pièce par rapport à celle de l'inducteur. Les effets de bord semblent disparaître quand le cylindre dépasse d'une hauteur de 6,5 mm de part et d'autre de l'inducteur. Bien que la littérature fasse état de ces phénomènes électromagnétiques, il n'y a pas d'étude précise en fonction de la géométrie, même si tout le monde est d'accord pour dire qu'une bonne connaissance des ces phénomènes est importante pour la conception d'un inducteur optimal. De plus, il sera intéressant par la suite d'étudier une autre géométrie d'inducteur afin de valider les résultats et d'utiliser des pièces de diamètres et d'épaisseur aléatoires afin de vérifier quel effet est prépondérant sur le profil de dureté.

Les relevés des paramètres électriques de la machine des différentes conditions de chauffés, tels que le courant et la fréquence, ont aidé à affiner la compréhension de la partie électromagnétique du chauffage par induction sur la machine de l'ETS. Entre autres, on a pu vérifier l'importance de l'inductance, qui est directement liée à la géométrie de la pièce et de l'inducteur. Ainsi que celle du couplage sur l'efficacité du traitement car le champ

magnétique et donc le courant augmente avec le couplage à cause du fonctionnement à puissance constante.

Les différentes mesures de dureté et des paramètres électriques ont permis la comparaison avec les résultats obtenus par le modèle de simulation par éléments finis développé avec le logiciel Comsol® multiphysics. Contrairement à beaucoup de modèles de la littérature, celui-ci, ne fait pas d'approximation sur le courant de déplacement ou la linéarité du matériau utilisé. De plus la discrétisation mixte avec des éléments quadratiques offre une meilleure précision des calculs.

Les simulations sur la variation de l'épaisseur de la pièce ont montré des résultats assez concluants sur les profils thermiques, car les paramètres électriques tels que le courant et la fréquence ne variaient pas beaucoup. Les simulations sur la variation du couplage ont révélés des différences importantes entre les profils thermiques calculés et les profils de dureté obtenus expérimentalement. Néanmoins, la comparaison entre la réalité et le modèle a révélé les faiblesses concernant les paramètres matériaux et la mesure des paramètres électriques sur la machine.

Tout au long de l'étude on a vu l'importance des paramètres matériaux tels que la conductivité électrique, la perméabilité magnétique relative ou encore la température de fin de transformation austénitique A_{c3} . L'influence de ces paramètres sur le procédé de chauffe par induction ainsi que leur importance pour la comparaison entre le modèle numérique et la réalité a été discuté dans le chapitre 6. Cela a permis de conclure que la comparaison entre le profil thermique simulé et le profil de dureté mesuré était possible car il ya peu de diffusion et la température A_{c3} est élevée. La recherche dans la littérature ainsi que les études faites dans le chapitre 6 ont permis la mise en place d'un modèle suffisamment proche de la réalité pour dégager des tendances et de pouvoir prédire des profils, même si les marges d'erreur restent assez importantes.

Il va de soi que la mesure des différents paramètres matériaux est indispensable pour la mise en place d'un modèle capable de prédire la durée de vie en fatigue d'engrenages traités par

induction. C'est d'ailleurs les paramètres matériaux qui ont été le plus grand problème dans mon travail.

En ce qui concerne la mesure des paramètres électriques sur la machine, les nombreuses pertes en jeu ainsi que la prise des mesures sont des sources d'erreurs importantes qui empêchent la mise en place d'un modèle numérique correspondant précisément à la réalité. Dans le futur il serait important de pouvoir mesurer les paramètres électriques le plus près possible de l'inducteur, pour considérer le moins de pertes possibles ou avoir une meilleure idée de la valeur de ces pertes.

Il va de soi qu'il faudrait maintenant étudier l'influence de la géométrie en utilisant des engrenages et non pas des cylindres pour prendre en compte l'aspect de la denture et ainsi s'assurer que le modèle de simulation est fiable pour des géométries plus complexes. Ce qui est le but du projet qui a encadré ce travail de maîtrise.

ANNEXE I

PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL DE MESURE DU COURANT

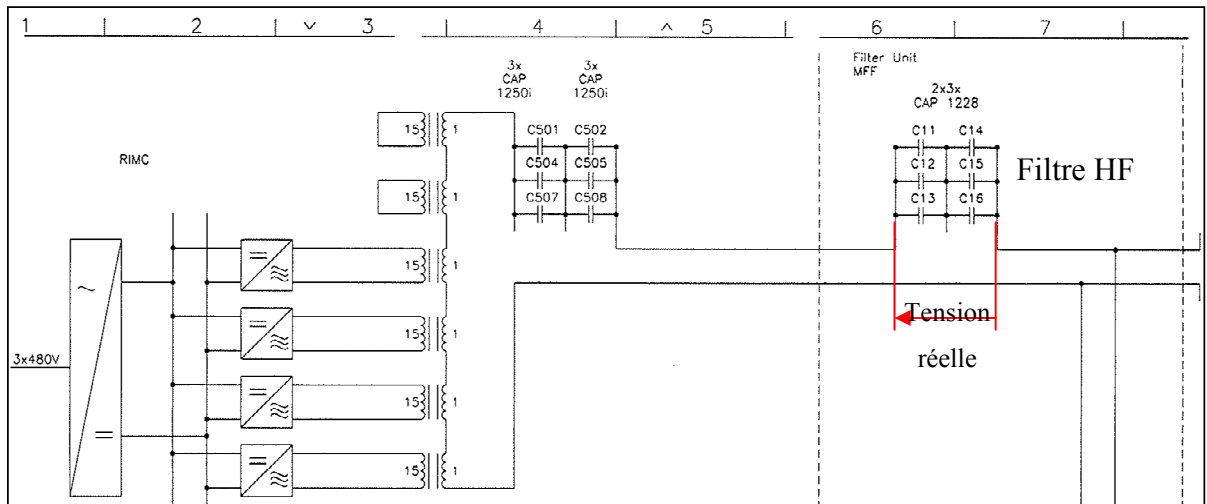


Figure-A I-1 Schéma électrique simplifié partiel de la machine.

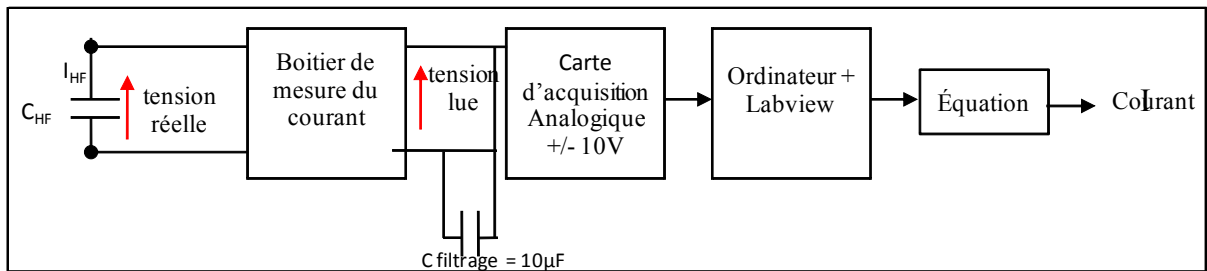


Figure-A I-2 Schéma du système d'acquisition du courant consommé.

Équation reliant le courant réel et la tension lue par le système d'acquisition :

$$I = 2170 * 10^{-6} \pi f V_{lue} \quad (\text{A I-1})$$

ANNEXE II

MESURES DE MICRODURETÉ DES CYLINDRES C-XX

Tableau-A.III-1 Mesures de dureté sur les cylindres utilisés dans l'expérience
sur le couplage

Échantillon :	c-1,5			c-2,5		
Distance de la surface (mm)	Haut	Milieu	bas	Haut	Milieu	bas
0,2	622,52	609,82	642,34	632,31	640,26	
0,4	619,31	625,76	659,58	659,58	640,26	
0,6	625,76	645,73	622,52			
0,7						
0,8	635,63	632,31	625,76	642,34	629,58	
0,9						
1	638,97	642,34	629,03			
1,1						
1,2	597,50	642,34	645,73	625,76		
1,3					626,08	
1,4	638,97	645,73	642,34			
1,5					497,01	
1,6	635,63	525,81	649,15	645,73	362,27	
1,7		343,02			372,50	
1,8	619,31		629,03	642,34	378,55	
1,9	591,48	348,36	591,48	551,78	402,58	
2	371,01		343,02	336,52		
2,1	356,61	374,00	336,52	345,68	405,95	
2,2	362,27	392,70	371,01	374,00		
2,3				394,32	438,34	
2,4	394,32	416,34	402,58	399,24		
2,5						
2,6	416,34	446,07	423,49	444,12	448,03	
2,8	430,82	454,00	448,03	432,68	466,30	
3	442,18	472,63	460,08	448,03	476,93	
3,2	444,12	472,63	468,39	448,03	466,30	
3,4	470,51		470,51			
3,6	470,51		470,51			
4,5	468,39	462,14	470,51	450,01	464,21	

Tableau-A.III-2 Mesures de dureté sur les cylindres utilisés dans l'expérience sur le couplage (suite)

Échantillon :	c-3,5			c-5,5		
Distance de la surface (mm)	Haut	Milieu	bas	Haut	Milieu	bas
0,2	635,63	619,15	632,31	659,58	638,65	
0,4	659,58	632,34	659,58	645,73	627,53	
0,6	625,76	637,34	663,11			
0,7					600,54	
0,8	642,34	632,31	645,73	629,03	371,01	
0,9					359,42	
1	635,63	649,15	642,34		363,70	
1,1					371,01	
1,2	625,76	456,01	642,34	638,97	389,49	
1,3		351,08			402,58	
1,4	645,73	363,70	642,34			
1,5					418,11	
1,6	649,15	392,70	645,73	649,15		
1,7				365,15		
1,8	568,29	411,10	612,96	351,08		
1,9	349,72		359,42	374,00	452,00	
2	371,01	428,97	353,83	394,32		
2,1	378,55	428,97	371,01			
2,2	416,34	472,63	395,95	419,89		
2,3					468,39	
2,4	428,97	458,04	419,89	448,03		
2,5						
2,6	448,03	464,21	448,03	462,14		
2,8	458,04		468,39		462,14	
3	466,30		464,21	468,39		
3,2				474,77		
3,4						
3,6						
4,5	464,21	466,30	460,08	468,39	468,39	

ANNEXE III

MESURES DE MICRODURETÉ DES CYLINDRES E-XX

Tableau-A.V-1 Mesures de dureté sur les cylindres utilisés dans l'expérience sur l'épaisseur de la pièce

Échantillon :	7 mm			9mm			10 mm		
Distance de la surface (mm)	Haut	Milieu	bas	Haut	Milieu	bas	Haut	Milieu	bas
0,2	622,52	629,82	642,34	632,31	659,58		650,26	677,53	
0,3									
0,4	619,31	625,76	659,58	656,08	642,34		657,53	663,11	
0,5									
0,6	625,76	645,73	622,52				649,15	673,88	
0,7									
0,8	635,63	632,31	625,76	642,34	659,58		650,26		670,26
0,9									419,89
1	638,97	642,34	629,03				486,19		359,42
1,1							356,61	677,53	
1,2	627,50	642,34	645,73	659,58	603,61		363,70	356,61	
1,3					343,02		378,55	363,70	
1,4	638,97	645,73	642,34	612,96	353,83		405,95	380,08	
1,5				341,71	380,08				
1,6	635,63	525,81	649,15	363,70	394,32		428,97	418,11	
1,7		343,02		371,01					
1,8	619,31		629,03	378,55	412,83				
1,9	591,48	348,36	591,48	395,95					
2	371,01		343,02				450,01	450,01	
2,1	356,61	374,00	336,52	438,34	448,03				
2,2	362,27	392,70	371,01						
2,3				458,04	468,39				
2,4	394,32	416,34	402,58						
2,5									
2,6	416,34	446,07	423,49						
2,7									
2,8	430,82	454,00	448,03	468,39	468,39				
2,9									
3	442,18	472,63	460,08				468,39	466,30	
3,2	444,12	472,63	468,39	468,39	462,14				
3,4	470,51		470,51						
3,6	470,51		470,51						
4,4									
4,5	468,39	462,14	470,51	470,51	468,39		462,14	464,21	

Echantillon :	11 mm			13,5 mm			20 mm		
Distance de la surface (mm)	Haut	Milieu	bas	Long	Milieu	bas	Long	Milieu	bas
0,2	653,11	666,67	645,73 479,10 363,70	386,31	649,15		438,34	659,58	
0,3	656,43								
0,4	590,17	670,26		394,32	659,58		452,00	663,11	
0,5	429,59								
0,6	380,08			402,58					
0,7									
0,8	394,32	677,53			663,11				
0,9									
1								676,22	
1,1		677,53			673,88			582,62	
1,2		411,10			355,21			360,84	
1,3	428,97	363,70			368,06			369,53	
1,4		378,55			365,15	448,03			
1,5					394,32			404,26	
1,6		411,10	395,95						
1,7					419,89			432,68	
1,8									
1,9					468,39				
2	454,00	474,77							
2,1				380,08				458,04	
2,2									
2,3				363,70	479,10				
2,4							452,00		
2,5									
2,6				345,68				462,14	
2,7				345,68					
2,8				440,26	464,21				
2,9				645,73					
3	468,39	458,04	666,67					458,04	
3,2					464,21				
3,4							448,03		
3,6									
4,4							450,01		
4,5	454,00	460,08			460,08			468,39	
5				659,58					
5,4							448,03		
5,9							419,89		
6,2							402,58		
6,4							378,55		
6,6							378,55		
6,7							551,78		
6,8							642,34		
6,9							659,58		
7				649,15					
8,9							642,34		

Échantillon :	11 mm			13,5 mm			20 mm		
Distance de la surface (mm)	Haut	Milieu	bas	Long	Milieu	bas	Long	Milieu	bas
9				666,67					
10,5				692,42					
10,8				677,53					
10,9				642,34			642,34		
11				530,86					
11,1				371,01					
11,4				356,61					
11,6				372,50					
11,8				391,09					
12,3				394,32					
12,8				402,58					
12,9							656,08		
13				391,09					
13,3				386,31					
13,4							652,60		
13,5							594,48		
13,6							411,10		
13,7							363,70		
13,9							378,55		
14,1							402,58		
14,4							430,82		
15,4							428,97		
16,4							448,03		
18,4							468,39		
19,7							438,34		

ANNEXE IV

INFLUENCE DES ANGLES DROITS SUR LE PROFIL DE TEMPÉRATURE SIMULÉ

Les deux figures suivantes présentent les profils de températures simulés à partir du modèle numérique, au centre et à 0,2 mm du haut, avec des angles droits et des congés de 1 mm de rayon sur la pièce et/ou l'inducteur. Ces congés de 1 mm sont bien supérieurs à la réalité. En effet les cylindres des diverses expériences ont été usinés de façon à avoir le plus petit rayon de courbure au niveau des angles.

On peut remarquer sur ces figures que les températures au centre ne sont pas influencées par la géométrie des angles. Cependant les profils à 0,2 mm du bord sont eux présentent une différence de 200°C en surface. Cette différence de température diminue jusqu'à environ 2 mm de la surface où les profils sont quasiment identiques.

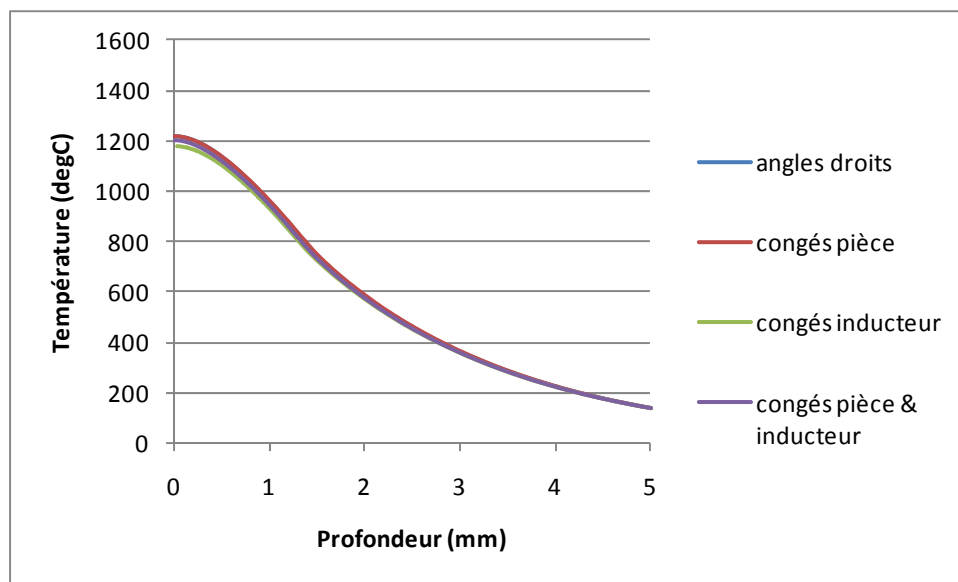


Figure-A VI-1 Profils de température simulés au centre.

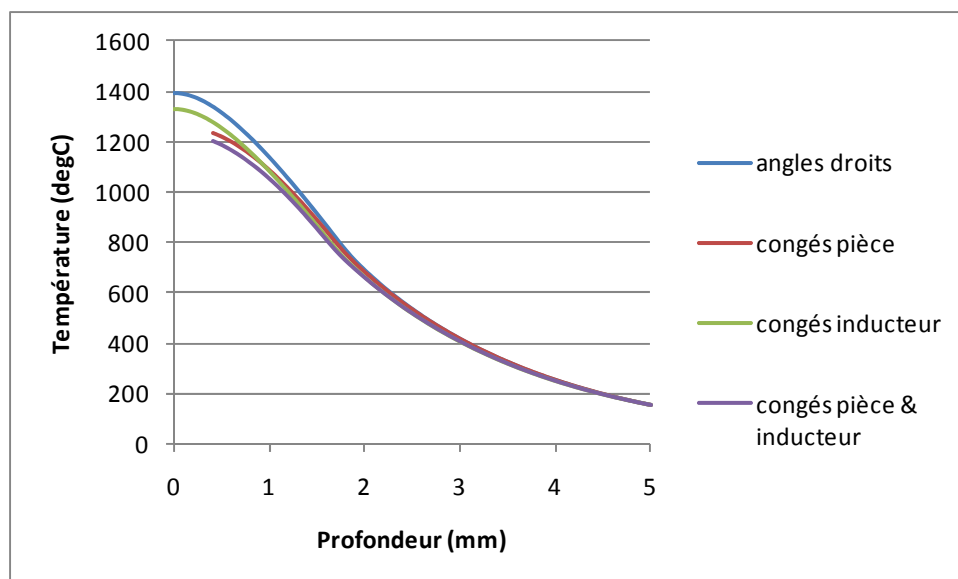


Figure-A VI-2 Profils de température simulés à 0,2 mm du bord.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ASM International. Handbook Committee. 2002. *ASM handbooks online*. Coll. « ASM materials information ». Materials Park, OH: ASM International.
- Bay, François, Yann Favennec et Valérie Labbe. 2003. « Un exemple de couplage électromagnétisme-thermique-mécanique : La modélisation numérique du chauffage par induction ». In *16eme congrès français de mécanique*, sous la dir. de Bay, François.
- Boridy, Élie. 2003. *Électromagnétisme Théorie et applications*. Sainte-Foy (Qué.): Presse de l'université du Québec.
- Chaboudez, C., S. Clain, R. Glardon, D. Mari et J. Rappaz. 1997. « Numerical modeling in induction heating for axisymmetric geometries ». *IEEE transactions on magnetics*, vol. 33, p. 739-745.
- Ducassy, Christophe. 2010. « Prédiction de la dureté et de la profondeur de la zone de surevenu lors d'une chauffe rapide par induction d'un acier 4340 trempé revenu ». Montréal, École de technologie supérieure, 151 p.
- EFD Induction S.A. 2006a. *Équipement de chauffage par induction type RIMC G2 150 kW - 300 kW*. Coll. « Installation de chauffage par induction », 000978. EFD Induction S.A.
- EFD Induction S.A. 2006b. *Équipement de chauffage par induction type SINAC 400/600 MFC*. Coll. « Installation de chauffage par induction », 120226V1. EFD Induction S.A.
- EFD Induction S.A. 2006c. *Équipement de chauffage par induction type SINAC 650/950 S MFC*. Coll. « Installation de chauffage par induction », 000981. EFD Induction S.A.
- États-Unis. Dept. of Defense., et Knovel (Firme). 2003. *Metallic materials and elements for aerospace vehicle structures*. Washington, D.C.: U.S Department of Defense.
- Faure, Antoine. 2010. *Dureté ATE et laques*. Montréal: École de technologie supérieure.
- Favennec, Yann Jakès. 2002. « Modélisation numérique en chauffage par induction. Analyse inverse et optimisation ». Paris, École des Mines de Paris, 205 p.
- Hammond, Mike. 2001. « Simultaneous dual-frequency gear hardening ». *Electroheat technologies LLC*.

- Jacot, Alain. 1997. « Modélisation des transformations de phase à l'état solide dans les aciers et application au traitement thermique par induction ». Lausanne, École Polytechnique fédérale de Lausanne, 206 p.
- Labbé, Valérie. 2002. « Modélisation numérique du chauffage par induction Approche éléments finis et calcul parallèle ». Paris, École des Mines de Paris, 209 p.
- Lavers, John D., Paul P Biringer et R. S. Segsworth. 1973. « Current distribution, forces and circulation in the coreless furnace ». *IEEE transactions on industry applications*, vol. IA-9, n° 4.
- Markegaard, Leif. 2002. « Optimized Properties of Car Components – an Explanation of How Residual Stress is created during Surface Hardening ».
- Markegaard, Leif. 2004. *ETS RIMC HF current limits*.
- Nemkov, V. S., et C. Robert Goldstein. 2004. « Design principles for induction heating and hardening ». In. Vol. 15. Michigan (U.S.A.): Centre for induction technology.
- Nemkov, Valentin. 2008. « Modeling of induction hardening processes ». In *Thermal process modeling of steels*, sous la dir. de Hakan Gur, Cemil, et Jiansheng Pan. p. 427-498. Boca Raton, U.S.A.: CRC Press.
- Niklewicz, Michal, Albert Smalcerz et Alicja Kurek. 2008. « Estimation of system geometry and inductor frequency importance in induction hardening process of gears ». *Przegląd elektrotechniczny*, vol. 84, n° 11, p. 219-224.
- Rudnev, V. 2007. « Metallurgical insights for induction heat treaters ». *Heat treating progress*. n° May/June 2007.
- Rudnev, V., D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2003. *Handbook of induction heating*. Ohio: ASM International, 796 p.
- Rudnev, Valery. 2006. « Systematic analysis of induction coil failures part 6 : coil end effect ». *Heat treating progress*. n° may/june 2006.
- Rudnev, Valery. 2008. « Systematic analysis of coil failures part 11c ». *Professor induction*. Vol. january/February 2008, p. 27-29.
- Rudnev, Valery, Don L. Loveless et Ray L. Cook. 1995. « Considering nature and parameters of power supplies for efficient induction heat treating ». *Induction Heat treatments*.
- Schneider Electric. 2006. « La compensation de l'énergie réactive ». *Intersestions*. n° 16, p. 1-9.

- Verhoeven, J. D., H. L. Downing et E. D. Gibson. 1986. « Induction case hardening of steel ». *American society for metals*, vol. 4, n° 3, p. 253-264.
- Wang, K. F., S. Chandrasekar et H. T. Y. Yang. 1992. « Finite element simulation of induction treatment ». *journal of materials engineering*, vol. 1.

BIBLIOGRAPHIE

- Constant, A., G. Henry et J-C. Charbonnier. 1992. *Principes de base des traitements thermiques thermomécaniques et thermochimiques des aciers*. Ivry sur Seine (France): PYC Edition, 375 p.
- Esteve, V., J. Jordan, E. J. Dede, E. Sanchis-Kilders et E. Maset. 2006. « Induction heating inverter with simultaneous dual-frequency output ». *IEEE* p. 1505-1509.
- Kawaguchi, H., M. Enokizono et T. Todaka. 2005. « Thermal and magnetic field analysis of induction heating problems ». *journal of materials processing technology*, n° 161, p. 193-198.
- Kchaou, M., D. Durand et D. Coupard. 2003. « Modélisation et optimisation de la trempe de contour des pièces dentées ». *African journal of science and technology*, vol. 4, n° 2, p. 95-104.
- Kwun, H., et G. L. Burkhardt. 1987. « Effect of grain size, hardness, and stress on the magnetic hysteresis loops of ferromagnetic steels ». *J. Appl. Phys.*, vol. 61, n° 4, p. 1576-1579.
- Misaka, Y., Y. Kiyosawa, K. Kawasaki et T. Yamazaki. 1997. « Gear contour hardening by micropulse Induction heating system ». *society of automotive engineers*, p. 121-130.
- Rudnev, V. 2006a. « Systematic analysis of coil failures part 7 : fabrication of hardening inductors ». *heat treating progress*, n° september/october 2006, p. 17-20.
- Rudnev, V. 2006b. « Systematic analysis of induction coil failures part 5 effect of flux concentrators on coil life ». *heat treating progress*, n° march/april 2006, p. 21-26.
- Rudnev, V., D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2003b. « Induction hardening of gears : a review par 1 ». *heat treatment of metals*, n° 4, p. 97-103.
- Rudnev, V., D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2004. « Induction hardening of gears : a review part 2 ». *heat treatment of metals*, n° 1, p. 11-15.
- Semiatin, S. L., et D. E. Stutz. 1987. *Induction heat treatment of steel*. Coll. « American society for metals ». Ohio (U.S.A): Leslie Harry, I.
- Zedler, T., A. Nikanorov et B. Nacke. 2008. « investigation of relative magnetic permeability as input data for numerical simulation of induction surface hardening ». In *international scientific colloquium*. p. 119-126.